

Formgebung mehrachsig stark gekrümmter Stahlbleche mit lastangepassten Versteifungsrippen

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt

zur

Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Frederic Bäcker

aus Mainz

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche

Mitberichterstatter: Prof. Dr. Stefan Ulbrich

Tag der Einreichung: 26.01.2015

Tag der mündlichen Prüfung: 28.04.2015

Darmstadt 2015

D17

Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen der Technischen Universität Darmstadt. Mein besonderer Dank gilt dem Leiter des Instituts, meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche, für das in mich gesetzte Vertrauen, die konstruktive Kritik, den steten Ansporn und die Freiheiten, die ich während meiner Arbeit genoss.

Prof. Dr. Stefan Ulbrich danke ich für die Übernahme des Koreferats, für das Interesse an dieser Dissertation und für die fachlich wie menschlich gleichermaßen erfreuliche Zusammenarbeit, die hieraus resultierte.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) danke ich für die Förderung des Sonderforschungsbereichs 666, mit der sie den wissenschaftlichen und organisatorischen Rahmen dieser Arbeit schuf.

Ein herzlicher Dank gilt allen ehemaligen Kollegen des Instituts und des Sonderforschungsbereiches 666. Der Zusammenhalt, das gegenseitige Interesse und das hervorragende Arbeitsklima waren unschätzbare Quellen der Motivation. Darüber hinaus danke ich Dr. Jörg Avemann, Dr. Daniela Bratzke, Benjamin Heß, Stefan Köhler, Mahmut Özel, Christian Pabst, Franziska Resch, Dr. Falko Vogler und Lennart Wießner für die kritische Durchsicht von Teilen dieser Arbeit und die wertvollen Anmerkungen. Ganz besonders danke ich Dr. Metin Ertugrul, der mit seiner eigenen Arbeit Wegbereiter dieser Dissertation war und Dr. Daniela Bratzke, deren Dissertation mit der vorliegenden eng verbunden ist. Kreative Unterstützung erfuhr ich auch durch zahlreiche studentische Gruppen- und Abschlussarbeiten. In der Arbeit direkt verwendet und zitiert werden die Ergebnisse von Juri Pawlakowitsch, Nino Berges, Fansun Chi, Julian Gawrich, und Stefan Köhler. Zum besseren Verständnis der Thematik trugen zudem die Arbeiten von Odai Jasim Mohammed, Mohammad Ali Davarpanah, Houssein Armini, Abbas Bamdad, und Xiaojin Hu bei.

Meinen Eltern danke ich für eine Kindheit und Jugend voller Freiheit und Abenteuer und für die bedingungslose Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung. Wissenschaftliche Arbeiten führen bisweilen zu unerwarteten Ergebnissen. Und so danke ich meiner ehemaligen Kollegin Dr. Ute Günther nicht nur für das Korrekturlesen, ihre Geduld und das Verständnis, sondern auch für das, was sie für mich geworden ist.

Darmstadt, im Juni 2015

Frederic Bäcker

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Symbole und Abkürzungen	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik.....	5
2.1 Rippenkonstruktionen.....	5
2.2 Fertigung mehrachsig gekrümmter Rippenbleche	8
2.2.1 Fertigungsrouten mehrachsig gekrümmter Rippenbleche	8
2.2.2 Verfahren der Rippenblechumformung.....	12
2.2.2.1 Inkrementelle Umformung	12
2.2.2.2 Explosionsumformung	16
2.2.2.3 Creep Age Forming (CAF).....	18
2.2.2.4 Hochdruck-Blechumformung (HBU)	21
2.2.3 Schlussfolgerungen aus der Analyse der Fertigungsverfahren	31
2.3 Verwendete Grundlagen	33
2.3.1 Numerische Simulation mit der Finite Elemente Methode	34
2.3.2 Kerbwirkung	38
2.3.3 Beulversagen in der Blechumformung.....	41
2.3.4 Rückfederung.....	43
2.3.5 Methoden zur Halbzeugauslegung für Tiefziehprozesse.....	50
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	53
3.1 Zielsetzung	54
3.2 Vorgehensweise	54
3.3 Materialien und Versuchseinrichtungen	56
3.3.1 Zielgeometrien der HBU mit Rippenblech.....	56
3.3.2 Anlagen und Prüfstände zur Rippenblechumformung	57
3.3.3 Messgrößen, -mittel und -methoden	59
3.3.4 Werkstoffe und Werkstoffmodelle	61

3.3.5 Probenfertigung durch Laserschweißen	63
4 Vorbetrachtung der Rippe als Leichtbauelement – Randbedingungen für die Weiterentwicklung der HBU mit Rippenblech	65
5 Numerische Simulation.....	73
5.1 Verwendete Modelle der Hochdruck-Blechumformung.....	73
5.2 Wahl des Elementtyps.....	77
5.3 Wahl des Solvers.....	80
5.4 Verwendung von Submodellen	82
6 Kerbwirkung von Rippenenden.....	83
6.1 Definition der dehnungsbasierten Kerbformzahl	83
6.2 Ermittlung dehnungsbasierter Kerbformzahlen	84
6.2.1 Experimentelle Vorgehensweise.....	86
6.2.2 Vorgehensweise der numerischen Simulation.....	86
6.3 Ergebnisse des Rippenzugversuchs	88
6.4 Ergebnisse des hydraulischen Tiefungsversuchs	90
6.4.1 Versuchsauswertung und Validierung der Simulationsmodelle.....	90
6.4.2 Einfluss der Rippenendenform.....	92
6.4.3 Einfluss des Werkstoffs.....	94
6.4.4 Einfluss der Schweißnaht	95
6.5 Schlussfolgerungen und Gestaltungshinweise.....	96
7 Rippenbeulen	99
7.1 Analytische Vorbetrachtung	100
7.2 Experimentelle und numerische Vorgehensweise	103
7.2.1 Definition von Welligkeit, Beulbeginn und Beulgrenze	104
7.2.2 Experimentelles Vorgehen und Wahl der Steuerkurven.....	105
7.2.3 Vorgehen der numerischen Simulation.....	107
7.3 Ergebnisse.....	108
7.3.1 Einfluss der Steuerkurve auf das Rippenbeulen.....	108
7.3.2 Kombinierte Beulgrenze für Formradius und Rippenhöhe.....	111
7.4 Diskussion und Schlussfolgerungen	113
8 Rückfederung von Rippenblech.....	117
8.1 Ermittlung des Rückfederungsverhaltens.....	117
8.2 Analytische Abschätzung der Rückfederung.....	119
8.2.1 Materialmodell.....	120
8.2.2 Rückfederung des ebenen Blechs	120

8.2.3 Rückfederung der Rippe	121
8.2.4 Vergleich	123
8.3 Experimentelle und numerische Ergebnisse	124
8.4 Interpretation	126
8.5 Rückfederungskompensation	128
8.6 Fazit zur Rückfederung von Rippenblech	129
9 Geometrische Auslegung von Halbzeugen für die Rippenblechumformung	131
9.1 Vorschlag eines Auslegungsalgorithmus	132
9.2 Testfall und Implementierung	135
9.3 Ergebnisse.....	136
9.3.1 Erreichte Genauigkeit und Konvergenzverhalten	136
9.3.2 Verhalten bei schwankenden Materialeigenschaften	138
9.4 Diskussion und Schlussfolgerungen	138
10 Zusammenfassung und Ausblick	141
Quellenverzeichnis	145
11 Anhang	159
11.1 Erläuterungen zu Form 3.....	159
11.2 Flächenträgheitsmoment des abgerundeten Hutprofils	160
11.3 Ergänzungen zur numerischen Simulation.....	162

Symbole und Abkürzungen

Formelzeichen in lateinischen Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	N/mm ²	Parameter des Materialmodells
a	mm	Geometrieparameter des abgerundeten Hutprofils
A	mm ²	Fläche
A/A_{max}		normierte Amplitude des Beschleunigungssensors
A_0	mm ²	Rondenfläche, Ausgangsfläche
A_1	mm ²	Kalottenfläche unter Last
A_2	mm ²	Kalottenfläche nach Rückfederung
A_i	mm ²	Kalottenfläche
A_{Rippe}	mm ²	Fläche des Rippenprofils
A_{Sicke}	mm ²	Fläche des Sickenprofils
b	mm	Balkenbreite
B_n		Bauteilkurve
$b_{n,k}$		Knoten der Bauteilkurve
B_{soll}		Bauteilsollkurve, Sollkurve
c_w	mm/s	Körperschallgeschwindigkeit
C_1 (Kap. 7)		Streckziehsteuerkurve
C_2 (Kap. 7)		Tiefziehsteuerkurve
C_{end}		Halbzeugkurve nach letzter Iteration
C^j		Matrizengeometrie der j-ten Iteration
C_n (Kap. 9)		Halbzeugkurve
C_{opt}		optimierte Steuerkurve
d	mm	Rippenabstand
D (Kap. 2 und 5)		Dämpfungsmatrix der Bewegungsgleichung
D (Kap. 3)	mm	Öffnungsdurchmesser
\bar{d}	mm	mittlerer Abstand der Knoten der Bauteilkurve zum jeweils nächsten Punkt der Sollkurve

d_k	mm	Abstand der Knoten der Bauteilkurve zum jeweils nächsten Punkt der Sollkurve
d_{max}	mm	maximaler Abstand der Knoten der Bauteilkurve zum jeweils nächsten Punkt der Sollkurve
e (Kap. 2)		kleinste Elementkantenlänge im System
e (Kap. 6)	mm	Geometrieparameter der Probenform in Abb. 6-1
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
E_0	N/mm ²	Elastizitätsmodul
E_t	N/mm ²	Tangentenmodul
E_{kin}	J	kinetische Energie
f	Hz	Frequenz
F	N	Kraft
f_e	Hz	Frequenz des ebenen Blechs
f_r	Hz	Frequenz des Rippenblechs
F_{ext}		Vektor der äußeren Lasten
F_F	N	Belastungsgrenze bei Fließbeginn
F_N	N	Rückstellkraft des Penaltyalgorithmus
F_{nh}	N	Niederhalterkraft
F_{pl}	N	Laststeigerung nach Fließbeginn
F_R	N	Rückstellkraft der Einspannung in der Simulation der Modalanalyse
F_s	N	Schließkraft
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
H	mm	Balkenhöhe
h	mm	Ziehtiefe
h_d	mm	aktuelle Domhöhe im HTV
h_i	mm	Kalottenhöhe
h_r	mm	Rippenhöhe
I	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment
\bar{I}		bezogenes Flächenträgheitsmoment
I_{Profil}	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment des betrachteten Profil
I_{Rippe}	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment des Rippenprofils
I_{Sicke}	mm ⁴	Flächenträgheitsmoments des Sickenprofils
k	N/mm	(globale) Steifigkeit
k_0	N/mm ²	Fließspannung bei Fließbeginn
k_1	N/mm ²	Materialkonstante

k_c	N/mm ²	Kontaktsteifigkeit des Penaltyalgorithmus
K		Steifigkeitsmatrix der Bewegungsgleichung
K_1	mm ^{0,5}	Koeffizient in Gleichung 6-4
K_2	1/mm ²	Koeffizient in Gleichung 6-4
K_3	1/mm	Koeffizient in Gleichung 6-4
K_4		Koeffizient in Gleichung 6-4
k_e	N/mm	Steifigkeit des ebenen Blechs
k_f	N/mm ²	Fließspannung
k_r	N/mm	Steifigkeit des Rippenblechs
l	mm	Länge
l (Kap. 7)	mm	Projektion der Verbindungslinie der Rippenenden auf die Flanschebene
L	mm	Projektion der freien Rippenkante auf die Flanschebene
L_0	mm	Ausgangslänge der Rippe bei Ertugrul [Ert11]
l_0	mm	Ausgangslänge
$l_{0,k}$ bzw. l_k	mm	Ausgangslänge der kurzen Rippe
$l_{0,l}$ bzw. l_l	mm	Ausgangslänge der langen Rippe
l_b	mm	Wellenlänge
l_m	mm	Länge der mittleren Faser
l_s	mm	Streckbiegelänge
$l_{s,biege}$	mm	Streckbiegelänge beim reinen Biegen
$l_{s,streck}$	mm	Streckbiegelänge beim reinen Streckbiegen
l_{so}	mm	obere Grenze des Gültigkeitsbereiches für l_s
l_{su}	mm	untere Grenze des Gültigkeitsbereiches für l_s
m	kg	Masse
M		Massenmatrix der Bewegungsgleichung
M_B	Nm	Biegemoment
m_e	kg	Masse des ebenen Blechs
m_r	kg	Masse des Rippenblechs
n (Kap. 2, 3, 8)		Verfestigungsexponent
n (Kap. 9)		Nummer der Iteration
n_{pl}		plastische Stützziffer
p	N/mm ²	Kontaktnormalspannung
$PE, Min. Principal$		minimaler Hauptumformgrad (in Abaqus)

p_i	MPa	Innendruck, Wirkmediendruck
q	N/mm ²	Flächenlast der Kirchhoffplatte
Q^j		Simulation der j-ten Iteration der Rückfederungskompensation
R	mm	Biegeradius, Krümmungsradius
r	mm	Geometrieparameter des abgerundeten Hutprofils
r_{0°		senkrechte Anisotropie bei Dehnung in 0° zur Walzrichtung
r_{45°		senkrechte Anisotropie bei Dehnung in 45° zur Walzrichtung
r_{90°		senkrechte Anisotropie bei Dehnung in 90° zur Walzrichtung
r^n		lokale Richtung des Dehnungspfades zu Prozessende in [Son03]
R^*	mm	Übergangsradius vom Strecken zum Stauchen
R_1	mm	Radius unter Last
R_2	mm	Radius nach Rückfederung
R_{ij}		Modellparameter für die Werkstoffanisotropie in Abaqus
R_e	N/mm ²	Streckgrenze
R_f	mm	Formradius
R_i	mm	Kalottenradius
R^n		lokale Richtung des Dehnungspfades zu Prozessbeginn in [Son03]
$R_{p0,2}$	N/mm ²	0,2%-Dehngrenze
R_R	mm	Krümmungsradius der Rippe (Mittelfaser)
R_{Ronde}	mm	Rondenradius
R_{ZK}	mm	Ziehkantenradius
S		Rückfederung
s	mm	Wandstärke/Blechdicke/Plattendicke
s_0	mm	Ausgangsblechdicke
S_p	N/mm ²	Plattensteifigkeit der Kirchhoffplatte
$S, Pricipal$	N/mm ²	Hauptspannung (in Abaqus)
$t, \Delta t$	s	Zeit, Zeitschrittweite
t_j	s	diskreter Zeitpunkt
t_k	mm	Kerbtiefe
$tol.$		Toleranz des Abbruchkriteriums

t_{vz}	s	Simulationszeit bei Verzweigung des Längsdehnungsverlaufs von gebeulter und ungebeulter Rippe
u	mm	Verschiebung
u_j	mm s	Approximation von y_j
u_n	mm	Verschiebungsfeld
u_x	mm	Feld der Verschiebungen in x-Richtung
u_y	mm	Feld der Verschiebungen in y-Richtung
W	mm ³	Widerstandsmoment
\bar{W}		bezogenes Widerstandsmoment
W_{Profil}	mm ³	Widerstandsmoment des betrachteten Profil
W_{Rippe}	mm ³	Widerstandsmoment des Rippenprofils
W_{Sicke}	mm ³	Widerstandsmoments des Sickenprofils
w (Kap. 2.3.3)	mm	Durchbiegung der Platte
w (Kap. 7ff)		Welligkeit
w_{krit}		kritische Welligkeit
$x(t)$	mm	Verschiebungsvektor
\dot{x}	mm/s	Vektor der Knotengeschwindigkeiten
\ddot{x}	mm/s ²	Vektor der Knotenbeschleunigungen
X_{final}		Finale Position eines betrachteten Knotens in [Ham09]
X_{init}		Startposition eines betrachteten Knotens in [Ham09]
X_{inter}		Schnittpunkt der Gerade von X_{init} nach X_{final} mit der Sollkurve in [Ham09]
x_{ki}, y_{ki}	mm	Koordinaten der ausgewerteten Kontrollknoten der Rückfederungskompensation
x^n		Endposition eines betrachteten Knotens in [Son03]
x_n, y_n	mm	Koordinaten des Rippenverlaufs auf dem ebenen Halbzeug
x_p	mm	Durchdringung der Kontaktkörper
$y'(t)$	mm/s	Substitution zur Lösung der Bewegungsgleichung $\ddot{x} = y'$
y_j	mm s	$y(t_j)$
z		Koordinate entlang des Balken/Rippenquerschnitts
z_F^-	mm	Koordinate entlang des Rippenquerschnitts in negativer Richtung bei der ε_F und σ_F anliegen
z_F^+	mm	Koordinate entlang des Rippenquerschnitts in

		positiver Richtung bei der ε_F und σ_F anliegen
Z_{max}	mm	maximaler Abstand der Randfaser zum Flächenschwerpunkt
$Z_{max,Rippe}$	mm	maximaler Abstand der Randfaser zum Flächenschwerpunkt des Rippenprofils
$Z_{max,Sicke}$	mm	maximaler Abstand der Randfaser zum Flächenschwerpunkt des Sickenprofils
Z		Zielgeometrie der Rückfederungskompensation

Formelzeichen in griechischen Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α		Biegewinkel
$\alpha_{\varphi s}$		dehnungsbasierte Kerbformzahl
α_k		Kerbformzahl
$\alpha_{k,biegung}$		Kerbformzahl bei reiner Biegung
$\alpha_{k,torsion}$		Kerbformzahl bei reiner Torsion
$\alpha_{k,zug}$		Kerbformzahl bei reinem Zug
β		Proportionalitätsfaktor von Hein [Hei99]
β_1, β_2		vom Benutzer einzustellende Parameter in [Son03]
Γ^n		vom Benutzer einzustellender Parameter in [Son03]
γ		Winkel
$\dot{\gamma}$	mm/s	Gleitgeschwindigkeit
$\dot{\gamma}_1$	mm/s	Gleitgeschwindigkeit in 1-Richtung
$\dot{\gamma}_2$	mm/s	Gleitgeschwindigkeit in 2- Richtung
$\dot{\gamma}_i$	mm/s	Gleitgeschwindigkeit in betrachteter Richtung
$\delta(t)$		Dirac-Stoß
ε		Dehnung
ε_F		technische Dehnung bei Fließbeginn
ε_{Last}		Gesamtdehnung unter Last
ε^n		Abweichung der Endposition eines betrachteten Knoten von der Sollkontur in [Son03]
ζ		Dämpfungsfaktor in [Ham09]
κ_{el}	1/mm	elastische Krümmung
μ		Reibwert
ρ	kg/m ³	Dichte
X		

σ	N/mm ²	Spannung
σ'	N/mm ²	tatsächlich wirkende Spannung im Kerbgrund
σ_F	N/mm ²	Spannung bei Fließbeginn
σ_{max}	N/mm ²	Maximalspannung
σ_n	N/mm ²	Nennspannung
σ_{Rest}	N/mm ²	Restspannung
σ_x	N/mm ²	Spannung in x-Richtung
τ_1	N/mm ²	Schubspannung in 1-Richtung
τ_2	N/mm ²	Schubspannung in 2-Richtung
τ_{eq}	N/mm ²	Vergleichsschubspannung
τ_{krit}	N/mm ²	kritische Schubspannung
φ		Umformgrad
φ_1		Hauptformänderung
φ_2		Nebenformänderung
φ_n		Nennumformgrad
φ_s		Umformgrad in Dickenrichtung
$\bar{\varphi}_s$		gemittelter Umformgrad in Dickenrichtung
$\varphi_{s,min}$		minimaler Umformgrad in Dickenrichtung (maximale Blechausdünnung)
χ		Koeffizient in der Differentialgleichung der Platte nach Becque
ψ		Koeffizient in der Differentialgleichung der Platte nach Becque

Abkürzungen

Zeichen	Bedeutung
2xxx	2000er Serie der Aluminiumlegierungen
3D	dreidimensional
6xxx	6000er Serie der Aluminiumlegierungen
7xxx	7000er Serie der Aluminiumlegierungen
AA	aluminium alloy
Abb.	Abbildung
ACTEC	aktiv-elastisches Werkzeugsystem mit segmentierten Druckkammern
bspw.	beispielsweise

bzw.	beziehungsweise
C3D20R	Elementtyp in Abaqus (reduziert integriertes Hexaederelement mit quadratischer Ansatzfunktion)
C3D8	Elementtyp in Abaqus (vollintegriertes Hexaederelement mit linearer Ansatzfunktion)
C3D8R	Elementtyp in Abaqus (reduziert integriertes Hexaederelement mit linearer Ansatzfunktion)
ca.	circa
CAD	Computer aided Design
CAF	Creep Age Forming
d. h.	das heißt
DDR	Deutsche Demokratische Republik
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DGL	Differentialgleichung
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnmessstreifen
EADS	European Aeronautic Defense and Space Company
elast.	elastisch
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	europäische Norm
et al.	et alii (und andere)
EU	Europäische Union
Exp.	Experiment
experiment.	experimentel/le
FE	Finite Elemente
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
ff	und folgende
ggf.	gegebenenfalls
Gl.	Gleichung
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
GmbH & Co. KG	Gesellschaft mit beschränkter Haftung & Compagnie Kommanditgesellschaft
GOM	Gesellschaft für optische Messtechnik
HBU	Hochdruck-Blechumformung
HPC	High Performance Cutting

HTV	hydraulischer Tiefungsversuch
IAS	Integral Airframe Structure
IHU	Innenhochdruck-Umformung
INOV	initial nodal velocity
Kap.	Kapitel
KFZ	Kraftfahrzeug
Mio.	Million/en
Mrd.	Milliarde/n
NASA	National Aeronautics and Space Agency
NL	Niederlande
Pkw	Personenkraftwagen
plast.	plastisch
PtU	Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen
RD	Reverse Displacement
s.	siehe
S4	Elementtyp in Abaqus (vollintegriertes Schalenelement mit linearer Ansatzfunktion)
SFB	Sonderforschungsbereich
sn1	Schweißnaht 1
sn2	Schweißnaht 2
sog.	sogenannte/n
TWB	Tailor Welded Blank/s
u. a.	unter anderem/n
UFG	ultra fine grain (Ultrafeinkorn)
US	United States
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
vgl.	vergleiche
vs.	versus (gegen, im Vergleich zu)
z. B.	zum Beispiel

1 Einleitung

Zwei wesentliche Aufgaben der modernen Produktionsforschung liegen in der Gestaltung ressourcenschonender und emissionsarmer Prozesse und deren Befähigung zur Herstellung nachhaltiger Produkte. Für die letztgenannte Aufgabe ist der Leichtbau in der Serienproduktion ein Schlüsselfaktor.

Anreize dafür kommen beispielsweise aus der Luftfahrt. Für einen Airbus A330 schätzt Kaufmann die im Lauf des Flugzeuglebens verbrauchte Treibstoffmenge auf eine Milliarde Liter [Kau08]. Im Betrieb verbrennen diese zu ca. 240000 Tonnen CO₂ und verursachen Kosten, die mit ca. 350 Mio. € (Kerosinpreis Stand 04.12.2014) den Listenpreis des Flugzeugs deutlich übersteigen. Nach Kaufmann verursacht jedes Kilogramm Strukturgewicht pro Flugmeile einen spezifischen Verbrauch. Das Eigengewicht des dazu mitgeführten Treibstoffs ist beträchtlich. Beim Start macht es einen Großteil der Gesamtmasse des Flugzeugs aus. Jedes durch Leichtbau eingesparte Kilogramm Strukturgewicht vervielfacht daher seine Wirkung, da es zusätzlich an Treibstoff spart.

Auch im Fahrzeugbau ist die Gewichtseinsparung von je her ein wesentliches Ziel - schon allein der Fahrdynamik wegen. Zusätzliche Motivation schaffen auch hier Bemühungen zur Reduktion von Verbrauch und CO₂-Ausstoß. Längst hat sich in der EU gesellschaftlicher Druck in Form von Richtlinien manifestiert, welche die Flottenemissionen der Hersteller künftig reglementieren. Ein vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie beauftragter Bericht aus dem Jahr 2012 sieht bis 2018 Einsparpotentiale von bis zu 9 % des CO₂-Ausstoßes, die allein durch Leichtbaumaßnahmen erreichbar sind, wenn es gelingt, das Karosseriegewicht um 12 % zu reduzieren [Eck12].

Der Ansatz der Nachhaltigkeit beschränkt sich längst nicht auf die Nutzungsphase von Produkten. Für ein nachhaltiges Wirtschaften ist der gesamte Produktzyklus relevant, vom Rohstoffgewinn bis zur Entsorgung. Besonders deutlich wird dies an der Werkstoffwahl. Den effektivsten Leichtbau ermöglichen nach Wiedemann [Wie07] und Klein [Kle07a] moderne

Faserverbundbauweisen. Die Herstellung der Fasern verbraucht jedoch enorm viel Energie – ganz zu schweigen vom Recycling, für das laut Howarth et al. trotz anhaltender Bemühungen noch immer keine befriedigende Lösung existiert [How14]. In ihrem Buch „Sustainable Materials“ diskutieren Allwood und Culle den Einsatz verschiedener Materialien für den Leichtbau und kommen zu dem Schluss, dass auf lange Sicht der Einsatz von Stahl und Aluminium unverzichtbar bleibt [All12].

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Leichtbau aus Sicht der Umformtechnik. Gegenstand der Untersuchung ist die Fertigung von Rippenblechen. Morphologisch handelt es sich dabei um eine Schale mit verzweigtem Querschnitt. Als deren Urheber darf die Natur gelten, die eine Vielzahl an Beispielen bereithält (z. B. Abb. 1-1 a-c). Ausschlaggebend für den Nutzen dieser „Bauweise“ ist das günstige Verhältnis von Steifigkeit und Tragfähigkeit zur eingesetzten Masse. Dies erkannte bereits da Vinci, der sich beim Entwurf einer frühen Flügeltragfläche für eine Rippenkonstruktion entschied [Moo07] (Abb. 1-1 d). Heute zählen verzweigte Schalen zum Standardwerkzeugsatz des konstruktiven Leichtbaus, wie ihn beispielsweise Wiedemann [Wie07] und Klein [Kle07a] beschreiben.

Wenngleich der Leichtbaunutzen der Rippenbauweise als unbestritten gelten muss, besteht in der Produktionstechnik Nachholbedarf. Den eingangs erwähnten Beispielen folgend entwickelten die Luftfahrt und der Fahrzeugbau zahlreiche Ansätze (Abb. 1-1 f und h). Dennoch sind die Hindernisse einer noch weiteren Verbreitung dieser Bauweise nach wie vor in der Fertigung zu suchen. Eine mittel- bis großserientaugliche Verfahrensweise für stark gekrümmte Rippenbleche aus Stahl mit feingliedrigen Nebenformen fehlt beispielsweise bis dato gänzlich. Einen ersten Ansatz hierzu lieferten Groche und Ertugrul, indem sie mit der Hochdruck-Blechumformung (HBU) ein Tiefziehverfahren auf Rippenbleche anwandten (Abb. 1-1 g) [Gro08]. Zuvor war die HBU bereits zur Serientauglichkeit entwickelt worden. Sie ist auf alle Blechwerkstoffe anwendbar und bietet wie die meisten Ziehverfahren große Freiheit in der Formgebung. In ihren Versuchen beobachteten Groche und Ertugrul jedoch neue Versagensarten, die von den Rippen verursacht werden und die das fertigbare Bauteilspektrum deutlich limitieren. Als solche beschreibt Ertugrul das Rippenbeulen bei zu starker Krümmung und zu hohen Rippen, das Bersten des Blechs nahe den Rippenenden sowie Form- und Lagefehler der Rippen auf dem Fertigteil, die sich aus einem inhomogenen Verschiebungsfeld ergeben [Ert11]. Eine im Vergleich zum ebenen Blech unterschiedliche Rückfederung lässt sich dieser Liste anfügen.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die HBU von Rippenblech besser beherrschbar zu machen. Dazu zeigt sie Wege auf, wie die identifizierten Grenzen erweitert oder umgangen werden können und entwickelt Methoden einer vereinfachten Prozessauslegung. Im Ergebnis vergrößert dies das wirtschaftlich herstellbare Bauteilspektrum von Tragstrukturen aus Rippenblech und macht Stahl als Werkstoff für diese Leichtbauweise besser anwendbar.

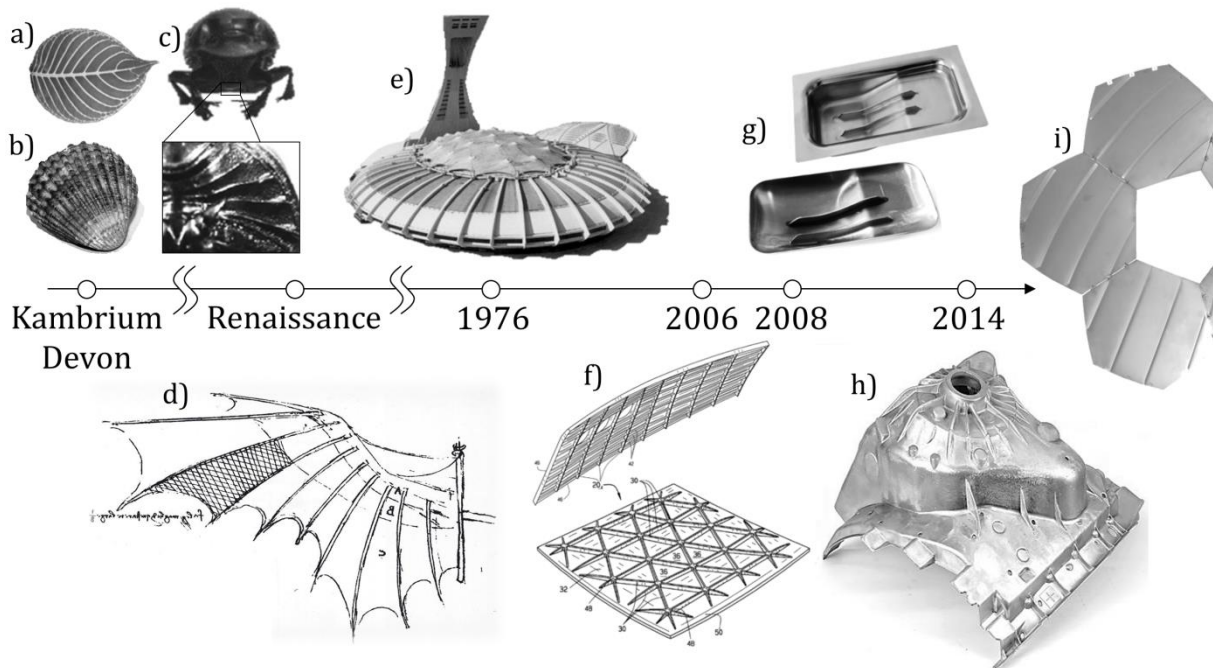


Abb. 1-1: a) Laubblatt, b) Muschelschale, c) Mistkäfer [Shu11], d) da Vincis Flügel, e) Olympiastadion von Montreal, f) Patentauszug: integral versteifte Flugzeugteile hergestellt durch Explosionsumformung [Sou06], g) Versuchsbauteile von Groche und Ertugrul (Hochdruck-Blechumformung) [Gro08, Ert11], h) Pkw-Strukturbauteil (Aluminiumdruckguss, Daimler), i) Konstruktion aus eigenen Versuchsbauteilen [e1].

2 Stand der Technik

Für die Morphologie des Rippenblechs fanden sowohl eigene als auch fremde Veröffentlichungen in der Vergangenheit verschiedene Bezeichnungen wie „verzweigtes Blech“, „Stegblech“ oder je nach Bauweise auch „integrales Blech“. Mit dem Begriff des Rippenblechs sollen diese für den Zweck dieser Arbeit vereinheitlicht werden.

Rippenbleche finden mit dem Ziel Anwendung, die mechanischen Eigenschaften einer Konstruktion durch minimalen Einsatz zusätzlicher Masse zu verbessern. Der erste Teil dieses Kapitels zeigt, wie dieses Ziel in verschiedenen Bereichen des Ingenieurwesens erreicht wird und definiert damit erste Randbedingungen einer Rippenblechproduktion.

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen analysiert der zweite Teil die verschiedenen Ansätze einer kosten- und ressourceneffizienten Herstellung von Rippenblechen mit ausgeprägten, mehrachsigen Krümmungen aus dem Stand der Technik und ordnet die Rippenblechumformung darin ein. Anhand von Beispielen aus Forschung und industrieller Anwendung können für diese verallgemeinerbare Schlüsse gezogen und gegenwärtige Grenzen aufgezeigt werden, um die Zielsetzung dieser Arbeit zu konkretisieren.

Als Problemfelder ergeben sich die Kerbwirkung der Rippenenden, das Rippenbeulen, veränderte Rückfederungseigenschaften sowie die Schwierigkeit der form- und lagetreuen Anordnung von Rippen auf dem Fertigteil bei einer Rippenblechumformung durch wirkmedienbasiertes Tiefziehen. Die zur Lösung der Probleme angewandten Grundlagen und Arbeiten anderer Autoren zu ähnlichen Problemen bilden den dritten und letzten Teil dieses Kapitels.

2.1 Rippenkonstruktionen

Eine Krümmungslinie, die zu momentenfreien Schnittgrößenverläufen in Tragstrukturen führt, bezeichnen Bauingenieure als Stützlinie (z.B. [Mor09a]).

Entsprechende Konstruktionen kommen z.B. im Betonbau zum Einsatz, um eine für diesen Werkstoff unvorteilhafte Zugbelastung zu vermeiden [Mor09b]. Bei nachgiebigen Baukonstruktionen können Verformungen infolge wechselnder, statischer Lasten Abweichungen von der Stützlinie bewirken [Mor09b]. Je größer diese werden, desto größer werden auch die unerwünschten Beanspruchungen. Eine zusätzliche Versteifung durch Rippen reduziert die Verformungen unter Last und hält die Konstruktion so in einer statisch günstigen Form. Oft ist jedoch eine Beschränkung auf Flächen, die entlang von Stützlinien laufen, aus ästhetischen wie praktischen Gründen gar nicht möglich, denn neben der Statik spielen auch der umschlossene Raum und die Erscheinung des Gebäudes wichtige Rollen. Um von der Stützlinie abweichende Krümmungen zu verwirklichen, können Rippen aus einem Material, das sowohl Zug- als auch Druckbeanspruchungen standhält, die resultierenden, kritischen Lasten übernehmen. Ihr Vorteil dabei ist, dass sie dies mit vergleichsweise geringem Eigengewicht leisten (vgl. Kapitel 4).

Diese Eigenschaft begründet ihre Beliebtheit als Konstruktionselement im Leichtbau. Dabei sind Rippen dem Formenleichtbau zuzuordnen. Dessen Ansatz besteht nach Ellenrieder et al. in einer vorteilhaften Verteilung der Bauteilmasse, die darauf zielt, möglichst gleichmäßige Beanspruchungsprofile und eindeutige Kraftleitungspfade zu schaffen [Ell13a]. Durch spezielle Anordnung der Rippen entstehen beispielsweise leichte aber steife Rippenblechstrukturen mit annähernd isotropen Eigenschaften. Huybrecht et al. datieren erste Anwendungen dieser sog. „Isogrid“-Strukturen in der Luft- und Raumfahrt auf die 1950er Jahre [Huy99]. Wiedemann beschreibt die Grundlagen ihrer Anwendung [Wie07]: Je nach Einsatzzweck können sie entweder so ausgeführt werden, dass die Rippen den Hauptteil der Lasten tragen oder so, dass die Haut die Lasten trägt und die Rippen lediglich ein Ausbeulen verhindern. Durch ein derart verbessertes Stabilitätsverhalten kann die Wandstärke der Haut selbst deutlich dünner ausgeführt werden, um hierdurch Gewicht zu sparen.

Eine gezielt anisotrope Anordnung von Rippen wird eingesetzt, um gleichermaßen anisotrope Lasten abzufangen. Huybrecht et al. berichten beispielsweise von einem Experiment des US Airforce Research Lab, bei dem ein Verkleidungsteil einer Trägerrakete durch ein anisotropes Rippenblech ersetzt wurde. Dieses war 61 % leichter, hatte die dreifache Tragfähigkeit und war zehnmal steifer als die ersetzte Schale aus Aluminium [Huy99]. Lastoptimierte, anisotrope Rippenstrukturen nutzt auch der Fahrzeugbau. Friedrich und Krishnamoorthy schreiben bis zu 40 % des Fahrzeuggewichts

eines modernen Pkw der Karosserie zu [Fri13]. Dabei beinhalten sowohl Schalenbauweisen als auch Space-Frame-Konstruktionen tragende und mittragende Flächen, die mit Rippen versteift sein können [Fri13]. Ellenrieder et al. geben hierzu ein konkretes Beispiel mit den Domlagern des Porsche Panamera, die neben der für diese Komponente typischen domförmigen Krümmung auch eine Verrippung aufweisen [Ell13b]. Verglichen mit der Luftfahrt verwendet der Fahrzeugbau zum Teil deutlich stärker gekrümmte Flächen. Zudem enthalten diese häufig Nebenformen wie Sicken, Noppen oder Türgriffmulden (s. auch Abb. 1-1 h).

Auch die Fertigung von Rippenblechen folgt dem Leichtbauansatz. Als Fertigungsleichtbau definiert beispielsweise Klein die Summe aller technologischen Möglichkeiten einer Funktionsintegration bei geringstem Materialeinsatz [Kle07a]. Ellenrieder et al. beschreiben zudem die Wahl der Bauweise einer Konstruktion als Konzeptleichtbau [Ell13a]. Hierzu unterscheidet Wiedemann vier Leichtbauweisen [Wie07]: die Differentialbauweise („Einzelteile punktuell verbunden“), die Integralbauweise („aus einem Stück geformtes Bauteil“), die integrierende Bauweise („zu organischer Einheit verbundene Einzelelemente“) und die Verbundbauweise („verschiedene Materialien nach ihren spezifischen Eigenschaften zweckvoll kombiniert“). Aufgrund der Beschränkung auf metallische Werkstoffe findet letztere im Rahmen dieser Arbeit keine weitere Berücksichtigung.

Ellenrieder et al. bewerten diese Bauweisen aus Sicht des Fahrzeugbaus. Die Wahl zwischen Integral- und Differentialbauweise richtet sich bei ihnen vor allem nach der Anzahl der vorhandenen Funktionen und deren erforderlichem Erfüllungsgrad. Liegen nur wenige Funktionen vor und ist deren nur teilweises Erfüllen tolerierbar, empfehlen sie die Integralbauweise. Für eine große Funktionenanzahl oder Funktionen, die ohne Einschränkung erfüllt sein müssen, empfehlen sie die Differentialbauweise. [Ell13a]

Die Differentialbauweise erleichtert nach Klein durch die Möglichkeit der Demontage auch Reparatur und Instandhaltung. Zudem weist sie ein gutes dynamisches Sicherheitsverhalten auf. Löcher und Querschnittsübergänge an den Fügstellen von Rippe und Blech wirken dabei als Rissfallen. Nachteile sieht Klein in der schädlichen Kerbwirkung der Verbindungselemente (z. B. Niete im Flugzeugbau) sowie im beeinträchtigten Korrosionsverhalten. Die bessere Leichtbaugüte bietet seiner Ansicht nach die Integralbauweise, die vollständig auf Verbindungselemente und Materialdopplungen verzichtet. Die integrierende Bauweise ist aus seiner Sicht ein Kompromiss, indem sie integrale Untereinheiten an wenigen, sinnvollen Stellen fügt. [Kle07a]

2.2 Fertigung mehrachsig gekrümmter Rippenbleche

Unabhängig von der Bauweise erfordert die Fertigung mehrachsig gekrümmter Rippenbleche üblicherweise den Einsatz mehrerer Fertigungsverfahren aus verschiedenen Hauptgruppen nach DIN 8580ff. Eine Einteilung auf deren Basis erscheint aufgrund der Vielzahl an Überschneidungen daher unzumutbar. Die im Rahmen der Recherche zu dieser Arbeit gefundenen Beispiele lassen sich jedoch vier grundsätzlichen Fertigungsvarianten zuordnen, die Abbildung 2-1 graphisch zusammenstellt:

- I) Getrennte Formgebung von Rippen und Blech und anschließendes Fügen (Differentialbauweise)
- II) (Druck-) Guss
- III) Umformung und anschließendes Trennen zur Erzeugung der Rippen
- IV) Herstellung ebener Rippenbleche und anschließendes Umformen (Rippenblechumformung)

2.2.1 Fertigungsvarianten mehrachsig gekrümmter Rippenbleche

Route I: Differentialbauweise

Der klassische Ansatz der Luftfahrtindustrie ist die Differentialbauweise mit dem Nieten als wichtigstem Fügeverfahren [Zha11]. Einem Boeing-Patent aus dem Jahre 2006 zufolge kann ein einzelnes Flugzeug mehrere Millionen Verbindungselemente (davon der Großteil Niete) beinhalten [Sou06]. Besonders im Rumpf- und Tragflächenbereich sind die zu versteifenden Flächen meist gekrümmt. Die Krümmung von Rippen und Blech entsteht in getrennten Fertigungsverfahren (z. B. Streckziehen und Strangpressen). Die einzelnen Komponenten müssen dabei mit besonderer Genauigkeit gefertigt und anschließend exakt positioniert werden, um sie passgenau zu fügen (vgl. [Pah06]). Die Einhaltung enger Toleranzen und der damit verbundene Aufwand stellen einen weiteren Nachteil der Differentialbauweise dar.

In der Luftfahrtindustrie führte dies zu intensiven Bemühungen, die Differentialbauweise wo immer möglich durch integrale oder integrierende Bauweisen zu ersetzen [Zha11]. Ein Beispiel dafür ist das von der NASA in Zusammenarbeit mit der amerikanischen Luftfahrtindustrie durchgeführte Großprojekt „Integral Airframe Structures (IAS) - Validated Feasibility Study of Integrally Stiffened Metallic Fuselage Panels for Reducing Manufacturing Costs“. Dem Abschlussbericht des Projektes zufolge liegt das durch integrale Bauweisen verwirklichte Einsparpotential bei den Herstellungskosten versteifter Paneele bei bis zu 50 % [Mun00].

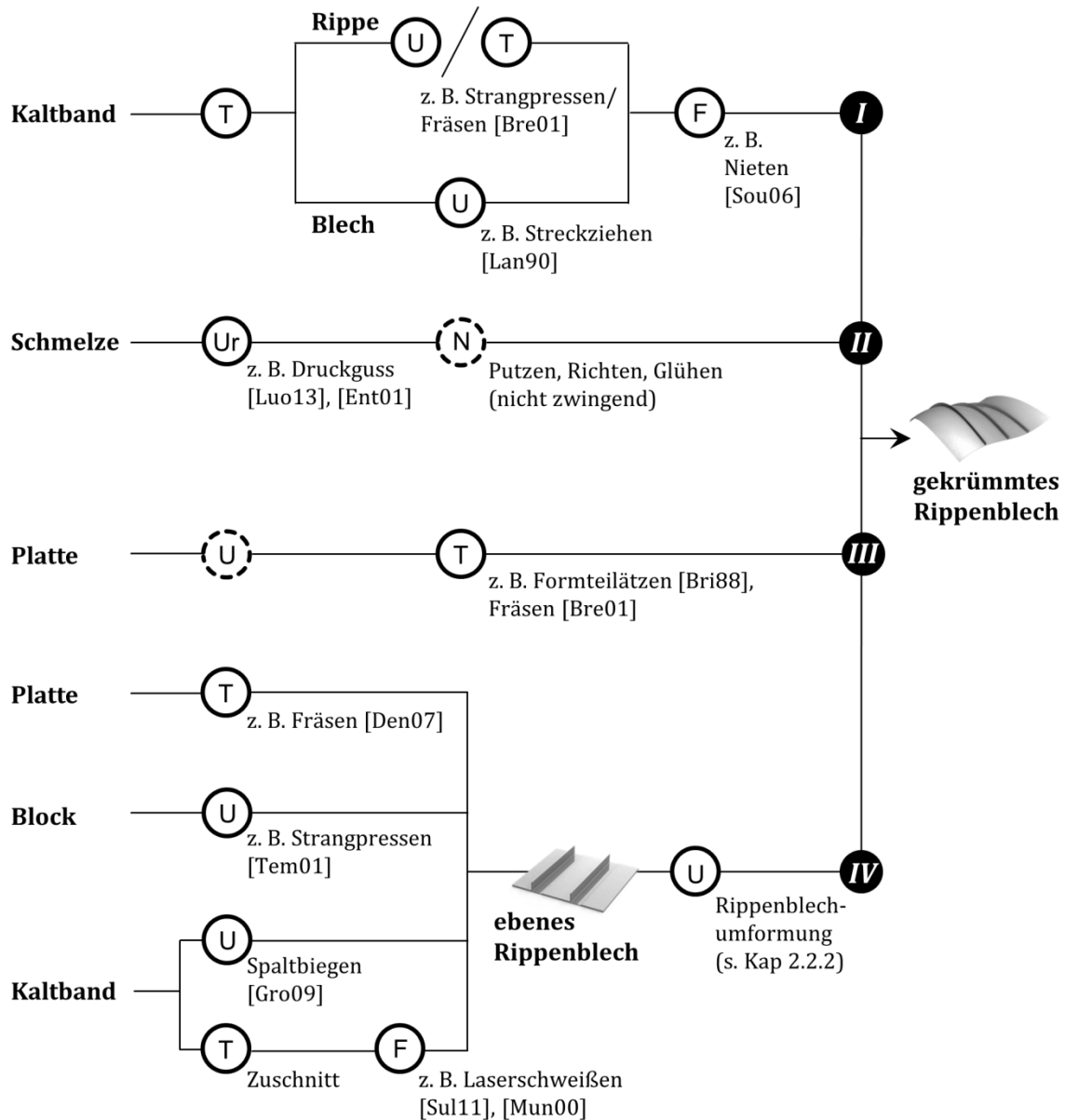
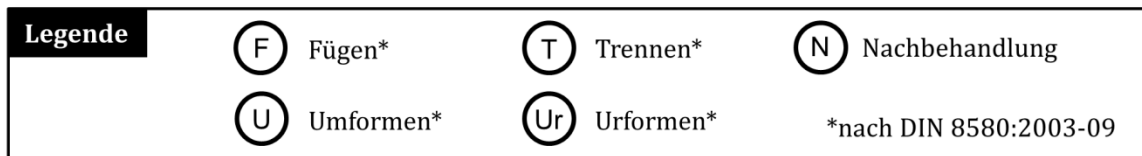


Abb. 2-1: Fertigungsrouten zur Herstellung mehrachsig gekrümmter Rippenbleche.

Route II: Druckguss

Der direkteste Weg von der Schmelze zum (annähernd) fertigen Bauteil führt über die Gießverfahren. Dabei eignet sich der Druckguss prinzipiell auch zur Herstellung dünnwandiger Strukturen mit Versteifungsrippen in integraler Bauweise. Nach Fritz und Schulze liegen die minimalen Wandstärken dabei je nach Werkstoff und Gussteilkonstruktion zwischen 0,3-2,5 mm. Als wichtigste Leichtmetallgusswerkstoffe nennen sie Aluminium-, Magnesium- und

Zinklegierungen mit Einsatzfeldern im Flugzeug- und Fahrzeugbau. [Fri12]

Grote und Feldhusen bescheinigen Bauteilen aus Druckgussverfahren eine hohe Maßgenauigkeit sowie gute Oberflächen und Kanten. Nachbehandlungen sind in vielen Fällen nicht mehr erforderlich. [Gro07]

Einem historischen Abriss von Luo zufolge konnten sich im Automobilbau bereits mehrfach dünnwandige Magnesiumgusskonstruktionen mit Versteifungsrippen gegen Schweißkonstruktionen aus umgeformtem Stahlblech durchsetzen. Als Beleg führt er die Sitzschalen des 1990er Mercedes SL an. Dort waren sowohl Bauweisen aus Stahlblech als auch verschiedene Gusswerkstoffe Teil der engeren Auswahl. Letztlich setzte sich der Magnesiumdruckguss durch. Eine hohe Korrosionsanfälligkeit verhinderte lange Zeit den Einsatz des Magnesiumdruckguss für Strukturteile in der Luft- und Raumfahrttechnik. Die Entwicklung hochreiner Magnesiumlegierungen überwand diesen Nachteil, sodass Luo einige Beispiele aus dieser Branche wie z. B. Komponenten der Boeing 727 anführen kann. [Luo13]

Eine Offenlegungsschrift der European Aeronautic Defence and Space Company (EADS) aus dem Jahr 2001 beschreibt den Einsatz von Gusstechnik zur Erzeugung primärer Strukturbauteile für Flugzeuge mit einer flächigen Außenhaut und komplexen Versteifungen. Kennzeichnend ist hier u. a., dass die erzeugte Struktur eine „leicht konvex gekrümmte Form“ aufweist. Auf Angaben zu einem konkreten Gießverfahren oder verarbeiteten Werkstoffen verzichtet das Patent. [Ent01]

Ein wesentlicher Nachteil der Gießverfahren sind Konflikte zwischen guss- und anwendungsgerechter Konstruktion. Fritz und Schulze fassen 16 allgemeine Gestaltungsregeln für Gussteile zusammen, von denen mindestens zwei im Widerspruch zu den Anforderungen mehrachsig gekrümmter Rippenbleche stehen: die Bevorzugung ebener Flächen und die Forderung nach einer deutlich kleineren Rippendicke im Vergleich zur Wandstärke (Faktor 0,6-0,8) [Fri12]. Auch hinsichtlich des Werkstoffs ergeben sich Einschränkungen. So sind laut Fritz und Schulze im Warmkammerverfahren nur wenige Zink- und Magnesiumlegierungen und im Kaltkammerverfahren hauptsächlich Aluminium- und wenige Magnesiumlegierungen gießbar [Fri12].

Route III: Integrale Rippenbleche durch Umformen und Trennen

Bei der zerspanenden Fertigung muss das Ausgangsvolumen des Werkstücks die spätere Endkontur vollständig umschließen. Die endgültige Bauteilform entsteht durch das Entfernen von Material. Nach Simmons kann der Anteil des zu entfernenden Materials bei integral versteiften Strukturen 80-95 % des

Ausgangsvolumens betragen [Sim52]. Derartig hohe Zerspanvolumina führen auf mindestens drei Probleme: Erstens ist der Materialausnutzungsgrad sehr schlecht. Zweitens wächst mit steigendem Zerspanvolumen der Werkzeugverschleiß pro Teil (vgl. [Byr03]). Und drittens benötigt die Zerspanung eines großen Volumens viel Zeit. Beispielsweise geben Byrne et al. als Stand der Technik des High Performance Cutting (HPC) im Jahr 2003 Leistungen von 150-1500 cm³/min für die Mehrheit der verarbeiteten Materialien an [Byr03]. Denkena und Schmidt beschreiben zudem speziell für dünnwandige Bauteile das Problem der Werkstückdeformation unter der Last des eingreifenden Werkzeugs [Den07]. Um die damit verbundenen Formabweichungen zu vermeiden, empfehlen sie die Reduktion von Vorschub und Zustellung, was den Zeitaufwand zusätzlich erhöht.

Besitzt das zu erzeugende Rippenblech eine Krümmung, verschärft diese die beschriebene Problematik, denn ein entsprechendes Bauteil erfordert ein noch größeres Ausgangsvolumen. Spätestens in diesem Fall ist eine wirtschaftliche Fertigung durch trennende Verfahren „aus dem Vollen“ in Zweifel zu ziehen.

Einen Ausweg bietet die Verarbeitung bereits vorgeformter Bauteile. Ein US-Patent aus dem Jahr 1988 beschreibt hierzu eine Fertigungsfolge bestehend aus der Umformung dicker Platten und anschließendem Formteilätzen [Bri88]. Zwar müssen auch hier alle Zwischenräume der Rippen durch den Ätzbvorgang entfernt werden, doch kann das abzutragende Volumen gegenüber einer rein trennenden Fertigung durch die vorgelagerte Umformoperation deutlich reduziert werden. Das erforderliche Ausgangsvolumen richtet sich allein nach der Dicke der herzustellenden Schale und der Höhe der Rippen. Das Patent gibt kein konkretes Umformverfahren an. Die in den verwendeten Abbildungen dargestellten Krümmungen lassen sich jedoch z. B. durch Biegen herstellen. Für die erforderlichen Plattendicken reduziert sich das herstellbare Bauteilspektrum dann allerdings auf relativ schwach gekrümmte Strukturen (vgl. „Mindestbiegehalbmesser“ nach Oehler [Oeh63]). Als Anwendungsfall gibt das Patent folgerichtig erneut die Luft- und Raumfahrtindustrie an.

Ein europäisches Patent aus dem Jahr 2001 beschreibt die Herstellung integral versteifter Flächenträger durch Hochgeschwindigkeitsfräsen und verweist auf die gegenüber dem Ätzen vereinfachte Prozessführung [Bre01]. Als weiteren Vorteil führen die Patentsteller an, dass durch trennende Verfahren auch die Dicke der entstehenden Haut lokal den tatsächlichen Anforderungen angepasst werden kann. Die zerspanende Herstellung rippenähnlicher Strukturen (Impellerschaufeln) auf gekrümmten Oberflächen untersuchte beispielsweise Bräunling [Bra09].

Route IV: Rippenblechumformung

Abbildung 2-1 beinhaltet vier alternative Teilrouten zur Fertigung von Rippenblechen in integraler und integrierender (Laserschweißen) Bauweise, die über eine Rippenblechumformung zum mehrachsig gekrümmten Rippenblech führen. Dieser zusätzliche Schritt trennt die Verzweigung des Querschnitts von der Formgebung des Blechs, um so für beide Vorgänge die jeweils am besten geeigneten Fertigungsverfahren wählen zu können. Sämtliche Fügeoperationen finden im ebenen Zustand statt mit deutlich reduzierten Anforderungen an Maß- und Lagetoleranzen der Fügepartner. Für eine kosten- und ressourceneffiziente Herstellung gekrümmter Rippenbleche aus Stahl stellen Fertigungsrouten unter Beteiligung einer Rippenblechumformung somit einen vielversprechenden Ansatz dar.

Die Herstellung ebener Rippenblechhalbzeuge erfolgt in vielen Fällen zerspanend (z. B. [Ada04, Age14, Sim52, Sou06, Oha02 und Zha11]). Alternativ kann dieser Schritt durch fügende Verfahren, wie das Laserschweißen ([Sul11], [Mun00]) oder umformend durch Strangpressen [Tem01] und Spaltbiegen [Gro09] erfolgen.

Die Rippenblechumformung selbst ist durch eine Vielzahl an Umformverfahren umsetzbar. Im Rahmen einer Literaturrecherche konnten Beispiele für vier industriell eingesetzte Verfahren gefunden werden: zwei Verfahren der inkrementellen Umformung (das mehrfache freie Biegen und die Kugelstrahlumformung), die Explosionsumformung und das sog. Creep-Age-Forming. Eine eigene Vorarbeit beschreibt zudem das lokale Aushämmern von Rippen zu deren Formgebung [e2]. Schließlich setzt die vorliegende Dissertation Arbeiten von Groche und Ertugrul fort, die Rippenbleche durch wirkmedienbasiertes Tiefziehen mit dem Verfahren der Hochdruck-Blechumformung umformten [Gro08, Ert09 und Ert11].

2.2.2 Verfahren der Rippenblechumformung

Die folgenden Unterkapitel analysieren die genannten Umformverfahren und ihre Anwendung auf Rippenbleche, um sie nachfolgend hinsichtlich ihrer technologischen und wirtschaftlichen Eigenschaften zu vergleichen.

2.2.2.1 Inkrementelle Umformung

Das DFG Schwerpunktprogramm 1146 „Modellierung inkrementeller Umformverfahren“ definiert die inkrementelle Umformung als das schrittweise Erzeugen einer Bauteilendkontur durch wiederholtes lokales Einwirken eines universellen Umformwerkzeugs [Hir10]. Jeswiet et al. [Jes05] sowie Schäfer

[Sch07] verschaffen einen Überblick über den Stand der Technik der Verfahren nach dieser Definition. Kommerzielle Anwendungen auf die Formgebung von Rippenblechen finden sich in der Luft- und Raumfahrt in Form des mehrfachen freien Biegens und der Kugelstrahlumformung.

Mehrfaches freies Biegen

Der bereits zitierte Abschlussbericht des NASA-IAS-Projekts von Munroe et al. beschreibt das mehrfache Drei-Punkt-Biegen integral versteifter Strukturen zur Erzeugung individueller Krümmungen als ökonomisch und verweist auf mehrere Einsätze in der Fertigung bei Boeing [Mun00]. Auf europäischer Seite wurde dieser Ansatz 1983 durch die Dornier GmbH und die Walter Eckold GmbH & Co. KG patentiert [Rec83]. Das Drei-Punkt-Biegeprinzip mit Stempel und Gesenk ohne Formkontur entspricht dem freien Biegen nach DIN 8586:2003-09. Yan et al. simulierten eine Anwendung dieses Verfahrens auf versteifte Strukturen mit der Finite Elemente Methode [Yan12]. Die folgende Verfahrensbeschreibung basiert auf ihren Ausführungen.

Das integral versteifte Werkstück wird zwischen zwei länglichen parallelen Auflagern und einer länglichen Stempelschiene positioniert. Eine Relativbewegung des Stempels in Richtung der Auflager biegt das Werkstück um eine zur Stempellinie und den Auflagern parallele Achse. Der Vorgang wird mehrmals wiederholt, wobei das Werkstück jedes Mal neu positioniert und dabei auch gedreht wird. Die Abfolge dieser Positionierungen (der Werkzeugpfad) ergibt schließlich die gewünschte Bauteilkontur. Bei Yan et al. waren sieben Biegeschritte erforderlich, um ein realitätsnahes Bauteil (Seitenwand eines Flugzeugrumpfes) in die gewünschte Endkontur zu formen [Yan12]. Die einzelnen Biegeschritte entsprechen weitgehend dem „freien V-Biegen“ nach Oehler, der zur Verwirklichung der Relativbewegung der Werkzeuge als Werkzeugmaschine eine Presse bzw. Abkantpresse vorsieht [Oeh63]. Yan et al. bezeichnen den Prozess daher auch als „press bend forming“ [Yan12], während Munroe et al. die alternativen Bezeichnungen „bump forming“ und „chip forming“ angeben [Mun00].

Zu den Vorteilen des mehrfachen freien Biegens zählen Yan et al. die niedrigen Werkzeugkosten und die hohe Anpassungsfähigkeit an verschiedene Bauteilkonturen aufgrund der Verwendung universeller Werkzeuge. Darüber hinaus bescheinigen sie dem Verfahren kurze Prozesszeiten. [Yan12]

Als Nachteil beschreiben sowohl Yan et al. als auch Munroe et al. eine ausgeprägte Bedienerabhängigkeit. Insbesondere die Positionierung des

Werkstücks für die einzelnen Schritte verlangt einige Erfahrung [Mun00]. Sie wird zusätzlich erschwert durch die Rückfederung des inhomogenen Werkstücks nach jedem einzelnen Biegeschritt [Yan12].

Als Versagensarten der Biegeumformung von Rippenblechen beschreiben Yan et al. das Ausbeulen der Versteifungen unter Druck [Yan11a] und deren Versagen durch Bruch bei überhöhter Zugbeanspruchung [Yan11b].

Kugelstrahlumformen

Das Strahlen metallischer Werkstücke mit Kugeln aus Stahl oder Gusseisen erzeugt in der Randschicht der bestrahlten Oberfläche Druckeigenspannungen [Kul99]. In der Fertigungstechnik wird dieser Effekt genutzt, um einer Rissbildung und -ausbreitung in Bauteilen in der Nutzungsphase entgegenzuwirken und so die Lebensdauer zu erhöhen [Pet02]. Auf dünnwandige Werkstücke angewandt können die eingebrachten Eigenspannungen zu einer Verformung führen. O'Hara schreibt die erste gezielte Nutzung dieser Eigenschaft zur Formgebung integral versteifter Flächen der Lockheed Corporation (heute Lockheed Martin) zu und datiert sie auf die 1940er Jahre [Oha02]. Das als Kugelstrahlumformung bezeichnete Verfahren eignet sich insbesondere zur Herstellung schwachgekrümmter, großflächiger Bauteile wie das in Abbildung 2-2 links gezeigte Tankschott der Ariane-4-Rakete. Es findet daher fast ausschließlich in der Luft- und Raumfahrt Anwendung [Wue96]. Als wesentlichen Vorteil beschreibt bereits Simmons die fehlende Notwendigkeit spezialisierter Werkzeuge [Sim52].

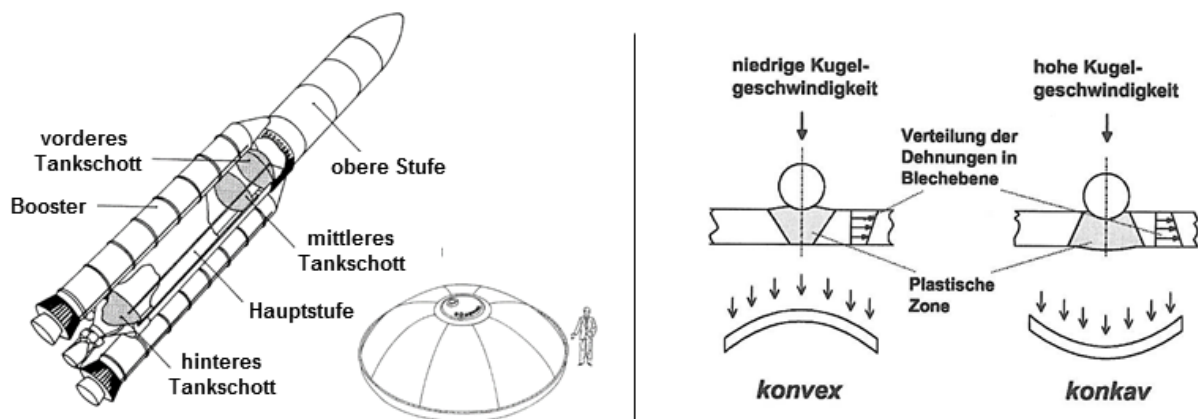


Abb. 2-2: links: Ariane-4-Rakete, vorderes Tankschott geformt mittels Kugelstrahlumformung [Wue96], rechts: Mechanismen der Kugelstrahlumformung [Kon81] übernommen aus [Sch03].

Beim Kugelstrahlen mit geringer Intensität kommt es nur in der näheren Umgebung der bestrahlten Oberfläche zu plastischen Formänderungen [Kul99]. Im restlichen Bauteilquerschnitt liegen die auftretenden Spannungen im elastischen Bereich. Eine Krümmung des Bauteils zur bestrahlten Seite hin

(konvexe Krümmung) ergibt sich in diesem Fall als elastische Antwort auf das vom entstehenden Spannungsprofil erzeugte Biegemoment [Sch03]. Die maximal erreichbare konvexe Krümmung ist somit durch die elastischen Eigenschaften des verwendeten Werkstoffs beschränkt [Oha02]. Mit zunehmender Steigerung der Strahlungsintensität reicht der plastifizierte Bereich immer weiter in das Werkstück hinein, bis er schließlich den gesamten Querschnitt erfasst. Die plastischen Längenänderungen von Ober- und Unterseite gleichen sich an und die erzeugte Krümmung nimmt wieder ab [Sch03]. Schließlich führt eine weitere Steigerung der Strahlungsintensität auf eine konkave Krümmung (Abb. 2-2 rechts) [Kon81].

Die Prozessführung beim Kugelstrahlumformen gilt als anspruchsvoll [Sch03]. Aufprallwinkel und -geschwindigkeit, Härte und Größe des verwendeten Strahlmittels sowie der Deckungsgrad (Anteil der bestrahlten Oberfläche, der tatsächlich von Strahlgut getroffen wird) sind nur einige der einzustellenden Parameter (vgl. [Pet02] und [Sch03]). Hinzu kommen Schwierigkeiten bei der Ermittlung des erforderlichen Werkzeugpfades. In der Praxis sind häufig Testläufe nötig, während derer die jeweils aktuell erreichte Form z. B. taktil gemessen wird [Kit99]. Ist eine zielführende Parameterkonfiguration gefunden, kann sie grundsätzlich mit leichten Anpassungen auf artgleiche Bauteile übertragen werden.

Nach Ablauf des eingangs erwähnten Patents der Lockheed Corporation nutzten auch andere namhafte Hersteller wie Boeing, McDonnell Douglas, British Aerospace und Airbus diese Technologie [Oha02]. In der Literatur veröffentlichte Anwendungen umfassen u. a. Tankteile für die Ariane-4- und Ariane-5-Raketen [Fri02], Rumpfteile für den Airbus A380 [Fri02] und Seitenwände für den Airbus A310 [Mey87]. Dabei beschreiben alle angegebenen Quellen explizit die Umformung integral versteifter Strukturen mit Rippen. Friese et al. nutzten das Kugelstrahlumformen zudem zur Korrektur von Schweißverzug nach dem Fügen von Rippen und Blech durch Laserstrahlschweißen, wobei die Sollkontur mehrachsigt gekrümmt war [Fri02].

Meyer et al. erwähnen die verschiedenen Widerstandsmomente der mit Rippen unterschiedlicher Höhe versehenen Seitenwand des A310 als Herausforderung, die aber gemeistert werden konnte [Mey87]. Auch O'Hara erwähnt Versteifungen als eine zusätzliche Komplikation beim Kugelstrahlumformen, die besondere Aufmerksamkeit in der Prozessauslegung verlangt [Oha02]. Dementgegen nutzte die Produktion von Teilen der Ariane-4-Rakete ein gezieltes Strahlen der Rippen, um damit die Endkontur eines vorgekrümmten Bauteils einzustellen.

Lokales Aushämmern von Rippen (Treiben)

Den Ansatz der Formgebung von Rippenblechen über die Umformung der Rippen verfolgte auch eine eigene Arbeit [e2]. Durch kontrolliertes Aushämmern wurden die Rippen an verschiedenen Stellen gestaucht. Die aus der Querdehnung in Rippenlängsrichtung resultierende Krümmung übertrug sich auf das Deckblech. Abbildung 2-3 illustriert das Verfahrensprinzip.

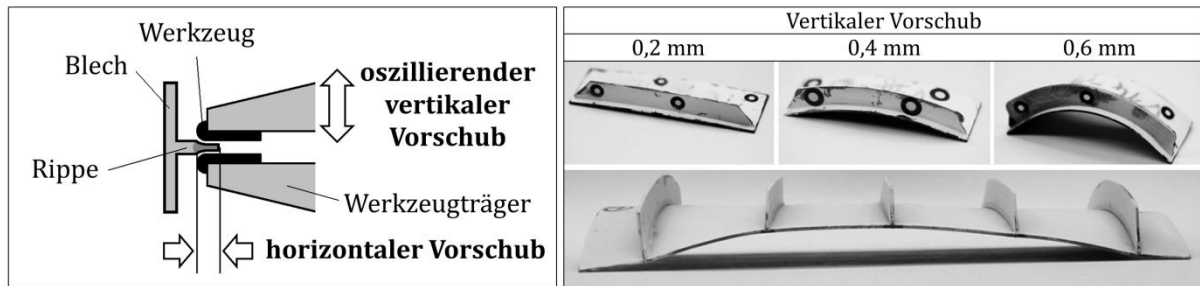


Abb. 2-3: Rippenblechumformung durch lokales Aushämmern der Rippen [e2].

Das lokale Stauchen von Werkstücken zur Erzeugung von Krümmungen entspricht der Definition des Treibens als Unterkategorie des Freiformens nach DIN 5883-3:2003-09. In der industriellen Praxis ist das Treiben auf C-Rahmenpressen mit universellen Werkzeugeinsätzen zum lokalen Stauchen und Strecken bekannt. Das Verfahren ist stark bedienerabhängig und nach Scherer et al. mit traditionellen Methoden nicht zu automatisieren [Sch10].

Zwar waren in [e2] mit dieser Methode deutlich stärkere Krümmungen zu erzielen als z. B. durch ein Kugelstrahlumformen. Doch wichen diese mit zunehmender Entfernung zu den Rippen immer deutlicher von der Sollkontur ab. Zudem kam es bei starken Krümmungen des Werkstücks leicht zu Kollisionen mit dem Werkzeug, was die Prozessführung in vielen Fällen zusätzlich erschwerte.

2.2.2.2 Explosionsumformung

Mynors und Zhang datieren die Erfindung der Explosionsumformung auf die zweite Hälfte des 19. Jahrhunderts und nennen in ihrem historischen Abriss zahlreiche Quellen zu Entwicklungen und Anwendungen [Myn02]. Besondere Popularität gewann das Verfahren demnach in den 1950er und 1960er Jahren in den USA durch staatlich geförderte Programme zur Entwicklung von Technologien für die Raumfahrt. So bestanden zwei Drittel der Hülle der Apollo-Kapseln aus explosionsumgeformten Teilen. Die vorhandene Expertise fand in den Folgejahren Anwendung in der Luftfahrtindustrie, wo die Explosionsumformung, wie ein Boeing-Patent aus dem Jahr 2006 belegt [Sou06], bis heute auf Interesse stößt. Außerhalb der Luft- und Raumfahrt wurde das Verfahren in den 1980er Jahren in der DDR zur serienmäßigen

Produktion von Hinterachsen im Pkw-Bau eingesetzt mit Kostenersparnissen von 50 % im Vergleich zu alternativen Verfahren. [Myn02]

Abbildung 2-4 illustriert den schematischen Aufbau einer Anlage zur Explosionsumformung.

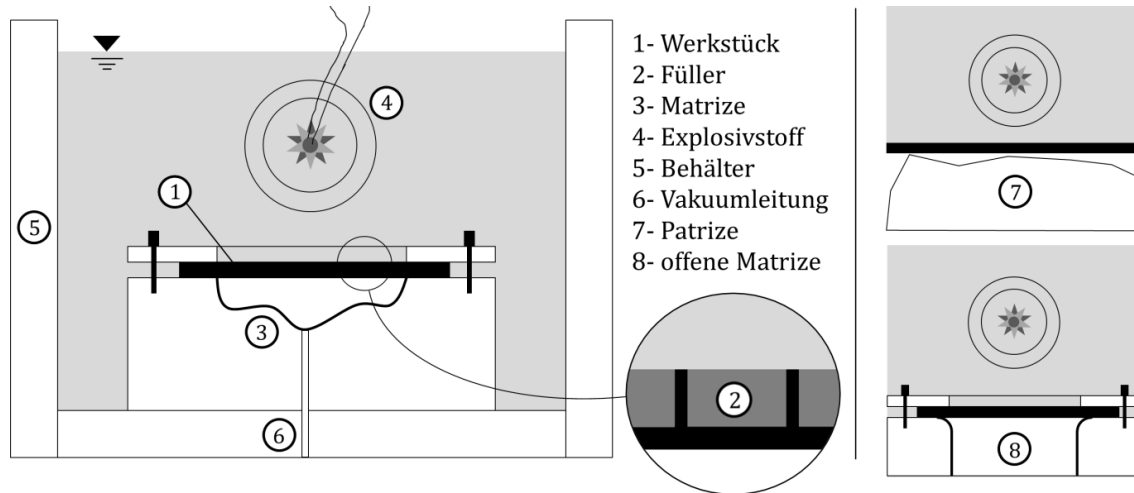


Abb. 2-4: Schematischer Aufbau der Explosionsumformung.

DIN 8584-3 ordnet das Verfahren der Gruppe „Tiefziehen mit Wirkenergie“ zu. In der deutschsprachigen Literatur wird es u. a. von Doege und Behrens [Doe07] sowie von Lange et al. [Lan90] beschrieben. Demnach erzeugt die Zündung eines Explosivstoffs eine Druckwelle, die sich durch ein Medium (bei Lange, Doege und Behrens Wasser, bei Doege und Behrens auch Sand, im erwähnten Patent von Boeing zusätzlich Öl, Gelatine oder Luft) ausbreitet und auf das in der Regel dünnwandige Werkstück trifft. Dadurch wird dieses in eine Matrize oder über eine Patrize geformt, welche die gewünschte Bauteilendkontur als Negativ enthalten oder ohne abbildende Werkzeigteile frei geformt. Neben der Druckwelle selbst beschreiben Doege und Behrens als maßgebendes Element der Formgebung den sog. „Wasserschlag“, der infolge der Gasexpansion während der Detonation entsteht und das Werkstück kurz nach der Druckwelle erreicht. Bei Verwendung von Rippenblechen als Halbzeug können die Rippenzwischenräume mit einem sogenannten Füllmaterial ausgefüllt sein, um der Druckwelle eine glatte Angriffsfläche zu bieten und ein seitliches Ausbeulen der Rippen zu vermeiden. Das erwähnte Boeing-Patent beschreibt hierzu die Verwendung einer niedrigschmelzenden Bismuthlegierung („Wood’s Metal“), die nach der Umformung ausgeschmolzen wird.

Zu den Vorteilen der Explosionsumformung zählt die angegebene Literatur:

- ein verbessertes Formänderungsvermögen aufgrund erhöhter Dehnraten [Dae06],
- die Herstellbarkeit komplizierter Formen [Myn02],

- die Herstellbarkeit sehr großer (s. Abb. 2-5) aber auch sehr kleiner Bauteile (z.B. medizinische Implantate) mit engen Toleranzen von bis $\pm 0,025$ mm [Myn02],
- die Verarbeitung schwer umzuformender Materialien [Myn02],
- fertigungsinduzierte Verbesserungen der Materialeigenschaften wie Duktilität und Ermüdungsverhalten [Myn02, Ott73] und
- niedrige Investitions-, Werkzeug- und Energiekosten [Lan90].

Als Nachteile nennen Lange et al. die sehr langen Rüstzeiten und den zu betreibenden Aufwand an Sicherheitsmaßnahmen [Lan90], der nach Mynors und Zhang zudem den Einsatz hochqualifizierten Personals verlangt [Myn02]. Doege und Behrens sehen den Werkzeugverschleiß als Problem, der infolge plastischer Deformation durch die Wucht der Explosion auftritt (nach 10 Explosionen ca. 0,1 bis 0,2 mm Maßabweichung [Doe07]).

Aufgrund dieser Eigenschaften geben Mynors und Zhang als Haupteinsatzfeld der Explosionsumformung kleine Serien komplex geformter Bauteile aus schwierig zu formenden Materialien an [Myn02].



Abb. 2-5: Explosionsgeformte Bauteile der 3D-Metal Forming BV, Lelystad, NL, Sieger der „Innovation Challenge 2012“ Aviation Week & Space Technology.

2.2.2.3 Creep Age Forming (CAF)

In den 1980er Jahren versuchte das US-amerikanische Unternehmen Textron Aerostructures den Anforderungen der modernen Luftfahrt gerecht zu werden, indem es die Entwicklung eines alternativen Verfahrens zur Formgebung großflächiger Aluminiumbauteile mit mehrachsigen Krümmungen in Auftrag gab [Hol89]. Als Ergebnis entstand das Creep-Age-Forming (CAF), das auf der Induktion von Relaxations- und Kriechvorgängen im Werkstoff durch Überlagerung einer statischen Last während der Warmauslagerung basiert [Hol89]. Der Name leitet sich aus den englischen Begriffen für Kriechen (creep) und Auslagerung (ageing) ab. Parallel existieren die Bezeichnungen „Autoclave Age Forming“ [Hol89] und „Age Forming“ [Ada04]. Eine Beschreibung der Vorgänge beim Warmauslagern und beim Kriechen macht deutlich, warum deren Kombination zur Formgebung naheliegend ist.

Die in der Luft- und Raumfahrt eingesetzten Aluminiumlegierungen erreichen ihre Festigkeit oft erst durch eine Aushärtung. Diese erfolgt nach Domke in den drei Schritten Lösungsglühen, Abschrecken und Auslagern. Beim Lösungsglühen werden alle Legierungselemente der verwendeten Aluminiumlegierung (z. B. Mg, Si oder Cu) in Lösung gebracht. Es entsteht ein Gefüge aus einheitlichen Mischkristallen. Während der Abkühlung nimmt die Löslichkeit der Legierungselemente im Aluminium ab. In der Folge bilden sich Ausscheidungen. Durch ein schnelles Abschrecken kann dies zunächst verhindert werden. Stattdessen liegen die Legierungselemente dann in übersättigter Lösung vor. In diesem Fall bilden sich die Ausscheidungen erst nach der Abkühlung und zwar unter kontrollierbaren Bedingungen im Lauf der sich anschließenden Auslagerung. Eine dieser Bedingungen ist die Temperatur. Durch ihre gezielte Steuerung (Warmauslagerung) lassen sich die mechanischen Eigenschaften der Legierung (Härte, Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung) deutlich verbessern. Nach Domke kann eine solche Warmauslagerung je nach Zusammensetzung der Legierung zwischen 4 und 48 Stunden dauern und findet bei Temperaturen von 120-175 °C statt. [Dom86]

Der Begriff Kriechen beschreibt eine zeitabhängige, fortschreitende, plastische Verformung unter statischer Last (vgl. [Bar05, Roe12, Wei07]). Die von der Last hervorgerufenen Bauteilbeanspruchungen können dabei unterhalb der Fließgrenze liegen [Wei07]. Dass es dennoch zu plastischen Formänderungen kommt, ist nach Rösler et al. auf drei Mechanismen zurückzuführen: erleichterte Versetzungsbewegungen infolge thermischer Aktivierung, Diffusion von Leerstellen im Atomgitter und Relativbewegung von Körnern, das sog. Korngrenzgleiten [Roe12]. Alle drei Mechanismen werden durch erhöhte Temperaturen begünstigt. Weißbach nennt Temperaturen oberhalb der Rekristallisationstemperatur als Voraussetzung für ein Kriechen [Wei07]. Rösler et al. geben eine Mindesttemperatur von 30-40 % der absoluten Schmelztemperatur an [Roe12].

Im Fall von Aluminiumlegierungen entspricht dies je nach Zusammensetzung einer Temperatur von 150-250 °C. Der für das Kriechen günstige Temperaturbereich überschneidet sich also mit dem der Warmauslagerung. Für einen CAF-Prozess genügt es demnach, das Bauteil während der ohnehin erforderlichen Warmauslagerung zusätzlich mit einer statischen Last zu beaufschlagen. Abbildung 2-6 zeigt einen entsprechenden Ablauf nach Adachi et al. [Ada04] und einige Bauteile verschiedener Quellen.

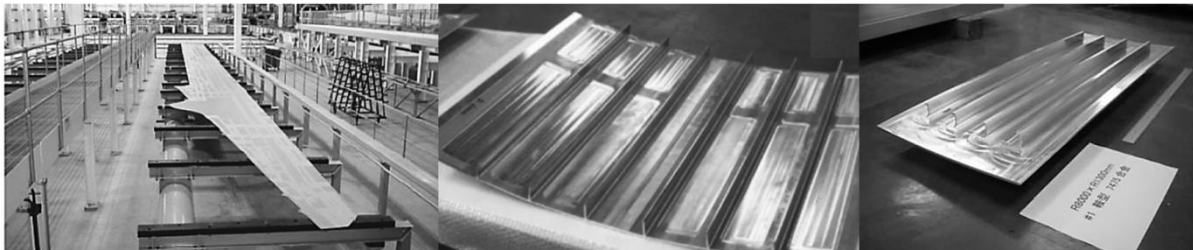
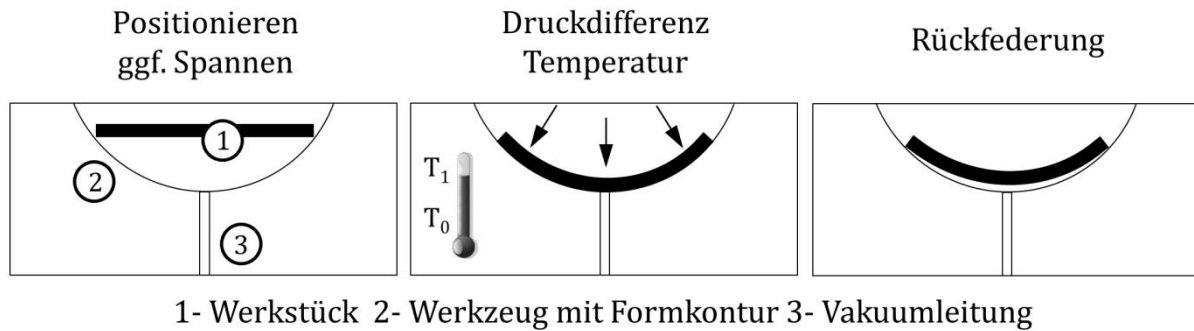


Abb. 2-6: Ablauf des Creep Age Forming versteifter Schalen in Anlehnung an Adachi et al. [Ada04], unten links: Flügelbeplankung des Airbus A380 [Wat04], unten Mitte: Projektdemonstrator des AgeForm-Projektes (5. EU Rahmenprogramm) [Age14], unten rechts: Versuchsbauteil von Adachi et al. [Ada04].

Den Prozessablauf beschreiben Zhan et al. [Zha11]: Der Ausgangspunkt ist typischerweise ein durch Zerspannung hergestelltes, integrales Rippenblech. Das Erzeugen der statischen Last kann z. B. durch Anlegen eines einseitigen Vakuums in einer Autoklave geschehen. Die Bauteilendkontur wird durch den Einsatz einer Form erreicht, an die sich das Bauteil durch elastische Verformungen anlegt. Dabei können eine aktive Drucküberlagerung von der Gegenseite oder ein Klemmmechanismus unterstützen. Während der anschließenden Warmauslagerung bewirken die beschriebenen Kriechvorgänge einen Abbau der elastischen Spannungen und sorgen dafür, dass die Dehnungen nach der Warmauslagerung weitgehend erhalten bleiben. Nicht abgebaute elastische Restspannungen führen jedoch oft zu einer nicht unerheblichen Rückfederung (vgl. z. B. [Gui08]). Die typische Dauer einer Behandlung geben Zhan et al. mit 20 bis 48 Stunden an.

Aufgrund der Ähnlichkeit der erzeugten Bauteile steht das Verfahren in direkter Konkurrenz zur Kugelstrahlumformung. Als Vorteil des CAF sieht Holman die deutlich niedrigeren Eigenspannungen der fertigen Teile und die damit einhergehende höhere Ermüdungs- und Korrosionsbeständigkeit [Hol89]. Mit Blick auf die Größe der Werkstücke sehen Zhan et al. deutliche Vorteile hinsichtlich der Investitionskosten für die erforderliche Anlagentechnik [Zha11]. Aufgrund dieser Vorteile findet das CAF heute Anwendung in mehreren Serienproduktionen darunter die Airbusmuster A330, A340 [Hol89], und A380 [Wat04] sowie einige militärische Anwendungen [Rib10].

Als Nachteile des CAF sehen Zahn et al. die Beschränkung auf Kleinserien infolge der langen Prozesszeiten, die von vielen Faktoren abhängige und daher nur äußerst schwer oder überhaupt nicht vorhersagebare Rückfederung und die Beschränkung auf ausscheidungshärtbare Aluminiumlegierungen (2xxx, 6xxx und 7xxx). [Zha11]

2.2.2.4 Hochdruck-Blechumformung (HBU)

Unter den bisher diskutierten Verfahren der Rippenblechumformung ist der (teilweise) Verzicht auf konturabbildende Werkzeuge ein wiederkehrender Ansatz. Er dient zur Vermeidung von Kollisionen der Rippen mit dem Werkzeug. Groche und Ertugrul übertrugen ihn auf das Tiefziehen von Rippenblech, indem sie auf die Unterkategorie des Tiefziehens mit Wirkmedien zurückgriffen [Gro08]. Ihre Untersuchungen sowie das dabei eingesetzte Verfahren der Hochdruck-Blechumformung (HBU) sind Grundlagen der vorliegenden Arbeit.

Definition

DIN 8584-3:2003-09 („Fertigungsverfahren Zugdruckumformen“) definiert als Unterkategorie der Tiefziehverfahren das „Tiefziehen mit Wirkmedien“ als

„Das Hineinziehen eines Zuschnitts oder eines Hohlkörpers in eine starre Matrize oder das Anlegen derartiger Werkstücke an einen starren Stempel durch Wirkung eines Mediums (Wirkmedium)“.

Die weitere Einteilung führt auf das

„Tiefziehen durch einen Innenhochdruckvorgang, bei dem das Werkstück (ein- oder mehrlagiger Blechzuschnitt) unter Wirkung des Innendruckes mit dominierender Tiefziehbeanspruchung bei Nachfließen des Blechzuschnittes in das Hohlformwerkzeug eingeformt wird“.

Damit ersetzt das Wirkmedium bei Verfahren nach dieser Definition den Stempel eines konventionellen Tiefziehwerkzeugs [Doe07].

Die VDI Richtlinie 3146 unterteilt weiter in Verfahren, bei denen Werkstück und Wirkmedium voneinander getrennt sind (z. B. durch eine Membran) und solche, bei denen das Wirkmedium direkt auf das Werkstück wirkt. Für letztgenannte verwendet die Richtlinie den Begriff der Hochdruck-Blechumformung (HBU). Die vorliegende Arbeit übernimmt diese Definition, wobei ergänzend eine Beschränkung auf einlagige Zuschnitte gelten soll.

Werkzeugsystem und Verfahrensablauf

Neugebauer [Neu07] rechnet die Erfindung des wirkmedienbasierten Tiefziehens einer deutschen Patentschrift von Erdmann Kircheis aus dem Jahr

1886 zu [Kir87]. Die im Patent enthaltenen Abbildungen legen nahe, dass es sich dabei nach heutiger Definition um ein „Tiefziehen mit einseitigem Flüssigkeitsdruck“ (DIN 8580ff) bzw. ein hydromechanisches Tiefziehen (nach Lange et al. [Lan90]) handelt. Ein weiteres Patent von Dürr aus dem Jahr 1928 beschreibt das freie Wölben von Blechen und Blechpaaren mittels Wirkmediendruck bei gleichzeitigem Materialfluss aus dem Flansch (später bekannt als „Zeppelinverfahren“) [Dür28].

Abbildung 2-7 zeigt den Aufbau eines Werkzeugsystems, das im Rahmen der vorliegenden Arbeit zur Umformung von Rippenblechen genutzt wurde (Form 2, s. Kap. 3). Im einfachsten Fall besteht ein HBU-Werkzeug aus zwei Hälften, die aus Gründen der Einfachheit hier gemäß ihrer primären Funktionen als Matrize und Niederhalter bezeichnet werden. Die Matrize enthält die Formkontur (auch „Gravur“) der herzustellenden Bauteilendkontur als Negativ. Der manchmal auch getrennt ausgewiesene Ziehring (abgerundeter Einlauf in die Formkontur) ist hier der Matrize zugeordnet. Der Niederhalter übernimmt gleichzeitig die Druckversorgung und dichtet durch einen umlaufenden, flächigen Kontakt mit dem Werkstück den Druckraum gegen die Umgebung ab. Eine Besonderheit des dargestellten Werkzeuges ist die Niederhalterkavität, die zu Beginn des Prozesses bei geschlossenem Werkzeug die Rippen beherbergt.

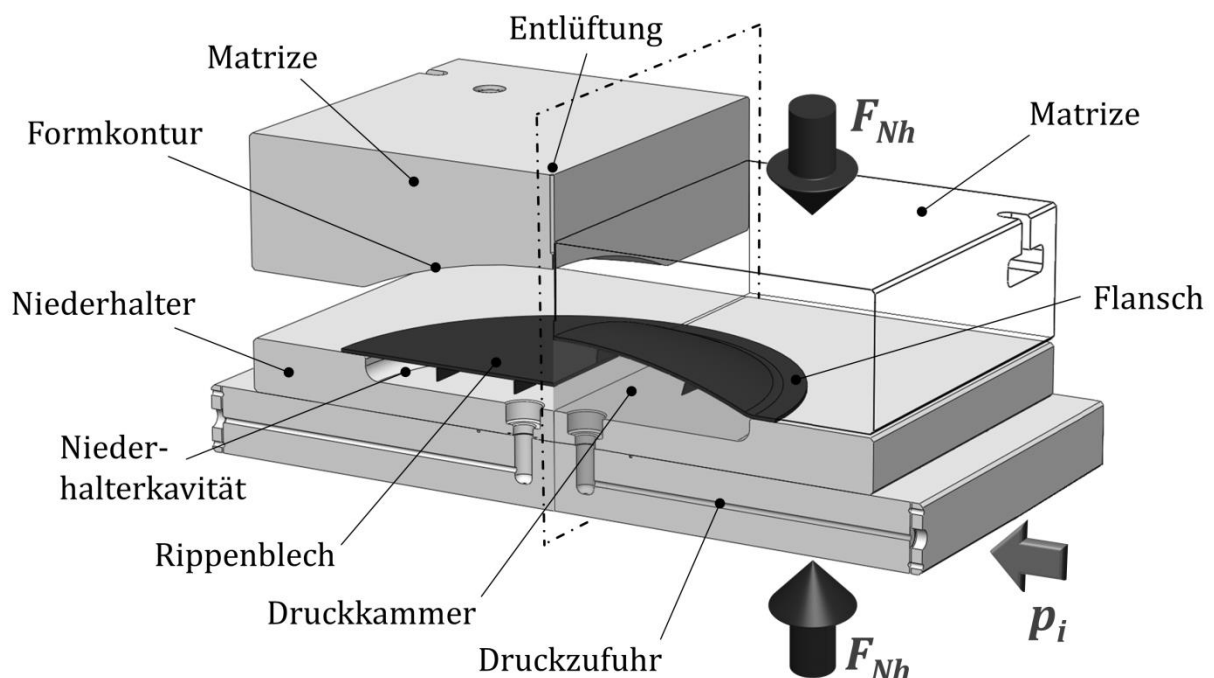


Abb.2-7: Schnittansicht eines Werkzeugsystems zur HBU von Rippenblechen (Ergebnis einer vom Verfasser dieser Dissertation betreuten Diplomarbeit [S-Paw11]): links im geöffneten Zustand, rechts im geschlossenen Zustand mit Niederhalterkraft F_{Nh} und bei anliegendem Innendruck (p_i).

Innerhalb des Werkstücks lassen sich während und nach der Umformung der zwischen Niederhalter und Matrize eingeklemmte Flansch und bei napfförmigen Teilen die Zarge (senkrechte Seitenwand) und der Boden unterscheiden. [Dic97]

Den Ablauf einer HBU illustriert Abbildung 2-8. Sie beginnt mit der Positionierung eines Blechzuschnitts zwischen den beiden Werkzeughälften und dem Schließen des Werkzeugs. Die eigentliche Umformung lässt sich nach Homberg in einen freien und einen formgebundenen Teil [Hom01] oder nach Neugebauer et al. in die Phasen „Befüllen“ und „Kalibrieren“ [Neu07] einteilen.

Während eine externe Quelle (Pumpe und/oder Druckübersetzer) Wirkmedium zwischen Werkstück und Niederhalter pumpt, dehnt sich das Werkstück unter dem entstehenden Innendruck und wird durch kontinuierlichen Druckaufbau unter Nachfließen von Werkstoff aus dem Flansch in die Form gezogen (freie Aufweitung, Abb. 2-8b). Außer am Ziehring und im Flanschbereich steht das Werkstück dabei in keinem Kontakt zur Matrize. Seine Form wird in diesem Stadium üblicherweise als „Dom“ bezeichnet. Der erste lokale Kontakt mit der Matrizenkontur markiert den Übergang zur formgebundenen Umformung, in der das Werkstück beginnt, die Matrizenkontur abzubilden (Abb. 2-8c). Die HBU endet mit dem Kalibriervorgang, bei dem der Druck noch einmal deutlich ansteigt, sodass auch letzte verbleibende Lücken zwischen Werkstück und Matrizenoberfläche geschlossen und alle Feinheiten der Form durch das Werkstück abgebildet werden (Abb. 2-8d). Damit der dazu erforderliche Kalibrierdruck aufgebaut werden kann, muss auch die Flächenpressung zum Abdichten des Druckraums im Flanschbereich deutlich ansteigen. Die Schließkraft erreicht daher während der Kalibrierphase ihr Maximum. Aus diesem Grund und wegen der großflächigen Anlage des Werkstücks an der Matrize kommt es dabei zu keinem weiteren Flanscheinzug.

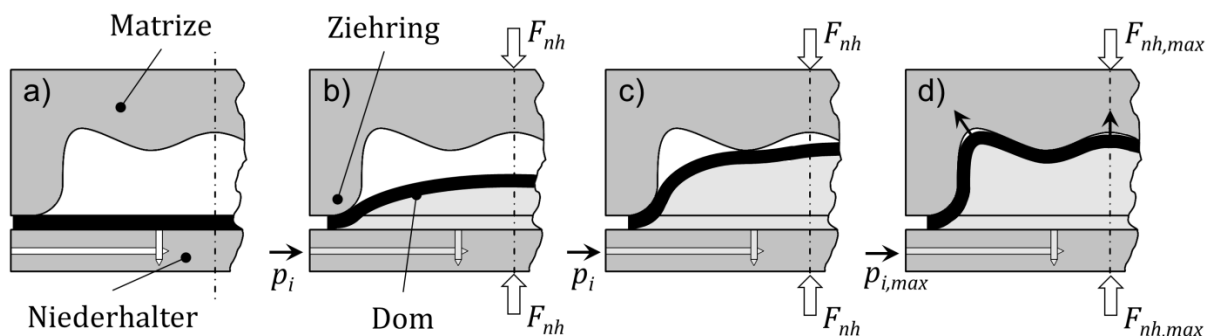


Abb. 2-8: Ablauf einer HBU in Anlehnung an Homberg [Hom01]: a) Einlegen des Werkstücks und Schließen des Werkzeugs, b) Ausbilden einer freien Umformzone, c) Übergang zur formgebundenen Umformung, d) Kalibrierung.

Prozess- und Bauteileigenschaften

In seiner Dissertation zur Hochdruckumformung ebener Bleche listet Dick spezifische Eigenschaften der auf diese Weise erzeugten Bauteile auf [Dic97]. Für den Bereich der Blechmitte beschreibt er einen während der Umformung zweiachsigen Zug-Spannungszustand, der dem des Streckziehens ähnelt, während im Flansch-, Zargen- und Übergangsbereich dem Tiefziehen ähnliche Zug-Druck- und Biegezustände vorherrschen. Die gegenüber dem Tiefziehen mit starren Werkzeugen homogenere Krafteinleitung in das Werkstück reduziert das Auftreten lokaler Spannungsspitzen und damit partieller Überbeanspruchungen und führt so zu einer besseren Ausnutzung des Werkstoffformänderungsvermögens (vgl. [Met05, Dic97]). Vielfach wird dies auch mit einem erhöhten hydrostatischen Druckanteil durch Überlagerung von Spannungen in Blechdickenrichtung erklärt. Zumindest konnten Wu et al. anhand theoretischer Überlegungen einen solchen Effekt für Zugproben mit in Dickenrichtung überlagertem Druck rechnerisch nachweisen [Wu09]. Die vollständige Plastifizierung des Blechquerschnitts dient Dick zudem als Erklärung für die vergleichsweise geringe Rückfederung [Dic97].

Unter den Merkmalen der HBU beschreiben Doege und Behrens folgende Vorteile: Im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen ist eine Verringerung der Anzahl an Ziehstufen (bzw. eine Erhöhung der Ziehtiefe in einer Stufe) möglich. Ein Stempel mit aufwändiger Kontur entfällt zudem vollständig. Nebenformelemente im Bodenbereich des Bauteils lassen sich ohne zusätzliche Arbeitsschritte einbringen. Die Verwendung von Blechen unterschiedlicher Dicke und Qualität ist ohne Änderung der Matrize möglich. Und schließlich verbessert der verfahrensbedingt hohe Streckziehanteil die Beulsteifigkeit sowie die Form- und Maßgenauigkeit der Fertigteile. [Doe07]

Diese Aufzählung lässt sich um die Erweiterbarkeit bzw. Kombinierbarkeit des Verfahrens mit anderen Fertigungsoperationen ergänzen. So kombinierte bereits Dick die Hochdruckumformung ebener Bleche mit den zusätzlichen Fertigungsoperationen Lochen und Durchsetzfügen [Dic97]. Während er hierfür zusätzliche, bewegliche Werkzeugelemente einsetzte, verwirklichten Finkenstein et al. eine Stanzoperation am Ende der HBU alleine durch entsprechende Gestaltung der Matrize [Fin98]. Eine aktuellere Umsetzung des Kombinationsansatzes liefert Cojutti, dem eine kombinierte Rohr-Doppelblech-Hochdruck-Umformung gelang [Coj10].

Kleiner und Klaus leiten aus der Kombinierbarkeit die Möglichkeit zur deutlichen Verkürzung von Prozessketten ab. Zusammen mit der reduzierten Anzahl an Ziehstufen verringern sich ihrer Ansicht nach somit die

Werkzeugkosten, die Fertigungszeit zur Herstellung der Werkzeuge und in der Folge die Zeit zur Herstellung des ersten Bauteils in erheblichem Maß [Kle03].

Als Nachteil der HBU nennen verschiedene Autoren die teilweise notwendigen hohen Wirkmediendrücke und damit einhergehenden Schließkräfte, die große und damit teure Pressen erfordern [Doe07, Nov02, Bak12]. Lihui et al. sehen zudem die Schwierigkeit der Bestimmung optimaler Steuerparameter als ein Haupthindernis einer weiter verbreiteten industriellen Anwendung [Lih14]. Vielfach wird auf die im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen längeren Fertigungszeiten hingewiesen [Met05, Lih14, Kle03]. In einigen Fällen mögen diese durch den Wegfall von Ziehstufen kompensiert werden können. Dennoch sehen z. B. Kleiner und Klaus das Einsatzfeld der HBU eher in der flexiblen Produktion kleiner bis mittlerer Losgrößen [Kle03], wenngleich die artverwandte Innenhochdruck-Umformung von Rohren bereits in Großserien eingesetzt wurde [Neu07]. Widersprüchliche Aussagen finden sich auch zu Anlagen- und Werkzeugkosten. Während Metz hohe Investitionskosten (Wirkmediensquelle, spezielle Dichtmechanismen) unter den Nachteilen aufführt, machen Bakshi-Jooybari et al. sowie Doege und Behrens auch hier geltend, dass durch die bessere Werkstoffausnutzung der HBU gegenüber konventionellen Ziehoperationen ganze Ziehstufen eingespart werden können [Bak12, Doe07].

Prozessführung

Homberg beschreibt eine weitreichende Einstellbarkeit von Werkstückeigenschaften wie Form- und Maßgenauigkeiten, Spannungs-/Dehnungszuständen oder Beulfestigkeiten durch eine geschickte Wahl der Prozessparameter [Hom01]. Als solche listen Kleiner et al. den Wirkmedienvolumenstrom, den Wirkmediendruck, die Schließ- bzw. Niederhalterkräfte sowie Positions- und Kraftprofile vorhandener Gegenhalter auf [Klei06]. Dick erarbeitete ein Arbeitsfenster der HBU in einem von Innendruck und Schließkraft aufgespannten Koordinatensystem [Dic97], das Metz weiter verfeinerte (Abb. 2-9) [Met05]. In Anlehnung an seine Ausführungen, die sich ihrerseits auf Ergebnisse von Dick [Dic97], Hein [Hei99], Schmoeckel und Huber [Sch99] sowie Bobbert [Bob01] stützen, lässt sich das Arbeitsfenster der HBU folgendermaßen umreißen:

Nach dem Prinzip *actio* gleich *reactio* wirkt derselbe Druck, der das Werkstück in die Form zieht, in entgegengesetzter Richtung auf den Niederhalter. Multipliziert mit der effektiv druckbeaufschlagten Fläche ergibt sich eine Mindestkraft, die vom Niederhalter aufgebracht werden muss, damit sich das Werkzeug nicht öffnet (Linie des statischen Gleichgewichts). Der

Flanscheinzug kann je nach Matrizenform und Werkstoffanisotropie entlang des Werkstückumfangs unterschiedlich sein. Daraus ergeben sich unterschiedliche Formänderungszustände und damit eine lokal variierende Blechdicke. Diese und natürliche Unebenheiten der Blechoberfläche führen dazu, dass die statische Gleichgewichtskraft nicht ausreicht, um den Druckraum gegen die Umgebung abzudichten. Dazu muss die Flächenpressung im Flanschbereich um einen anwendungsspezifischen Proportionalitätsfaktor β größer sein als der Innendruck. Hein ermittelt in seinen Untersuchungen zur Doppelblechumformung einen Wert von $\beta = 1,61$ [Hei99]. Multipliziert mit der jeweils aktuellen Restflanschfläche und addiert zum statischen Gleichgewicht ergibt sich aus dieser Flächenpressung die untere Grenze (Dichtgrenze) des Arbeitsbereichs der HBU. Ein Prozess, der nahe dieser Grenze gefahren wird, führt zu einem maximalen Flanscheinzug und den geringsten Streckziehanteilen. Je höher die Schließkraft gewählt wird, desto größer wird auch der Streckziehanteil, bis der Flanscheinzug oberhalb der Klemmgrenze vollständig zum Erliegen kommt und das Verfahren in ein reines Streckziehen übergeht. Dabei kommt die Formfüllung nur noch durch eine Ausdünnung des Bleches zustande (nach DIN 8580ff handelt es sich dann um ein „Tiefen mit Innenhochdruck“). Mit steigendem Innendruck ist das Formänderungsvermögen des Bleches je nach Streckziehanteil früher oder später erschöpft, sodass die Umformung jenseits der Berstgrenze durch Reißen oder Bersten ein Ende findet. Innerhalb dieser Grenzen lassen sich durch eine HBU Gutteile herstellen, wobei deren Eigenschaften durch den genauen Prozessverlauf (die sog. „Steuerkurve“) im Innendruck-Schließkraft-Diagramm beeinflussbar sind [Hom01].

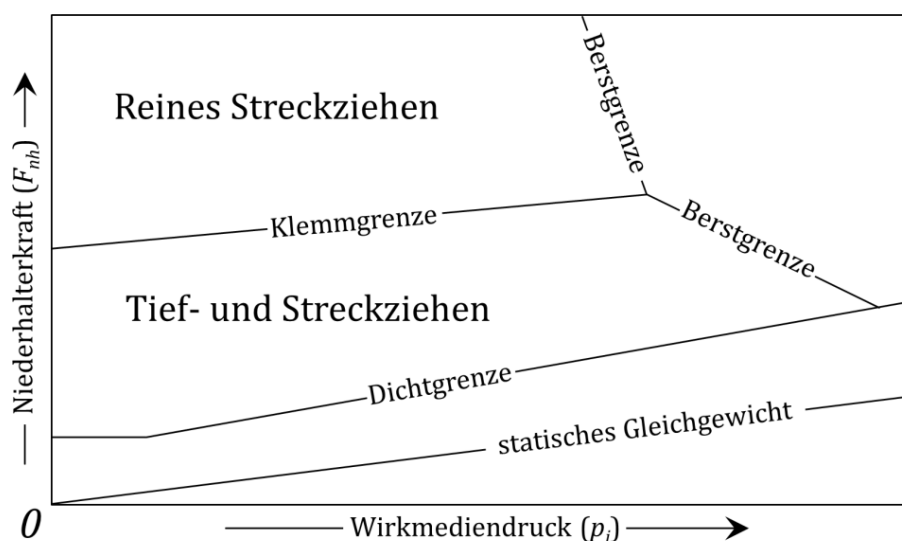


Abb. 2-9: Qualitatives Arbeitsdiagramm der HBU nach Metz [Met05].

Neuere Entwicklungen und Einsatzfelder

Neben den bereits erwähnten Verfahrenskombinationen konzentrierten sich Forschungsarbeiten zur HBU in den letzten 15 Jahren u. a. auf:

- die Entwicklung verbesserter Niederhaltersysteme zur gezielten Einflussnahme auf den Materialfluss aus dem Flansch, wie den aktiv-elastischen Niederhalter (ACTEC) von Metz [Met05],
- die Halbwarmumformung mittels HBU und damit verbunden die Verarbeitung schwer umzuformender Aluminium- und Magnesiumlegierungen [Neu06, Nov02],
- die Verarbeitung modifizierter Halbzeuge wie Tailor-Welded-Blanks [Tol08] und Tailor-Rolled-Blanks [Urb06, Hom06],
- Variationen des Wirkmediums z. B. durch Umformung mit Gas [Rau05], hochviskosen Wirkmedien [Wan04], formlos festen Wirkmedien [Don13, Gru10] oder flüssigem Kunststoff, der nach Prozessende aushärtet, um mit dem geformten Blech einen Verbund zu bilden [Rau11, Beh11] und
- das sog. „Impact Hydroforming“, bei dem zur Ausformung kleiner Nebenformelemente der Druck lokal innerhalb weniger Millisekunden schlagartig angehoben wird [Lan13].

Mit zahlreichen Beispielen gibt Hachmann einen Überblick über das Anwendungsspektrum der HBU und artverwandter Verfahren [Hac03]. Zu den von ihm angeführten, industriell produzierten Bauteilen gehören Landmaschinenkomponenten, Fassadenelemente, medizinische Implantate, Designprodukte, Handyschalen, KFZ-Komponenten und Haushaltswaren. Allesamt genügen höchsten Ansprüchen an Formgenauigkeit, und Oberflächenqualität und besitzen zahlreiche feingliedrige Nebenformen.

Anwendung der HBU auf Rippenblech

Die Machbarkeit des wirkmedienbasierten Tiefziehens verrippter Bleche wiesen Groche und Ertugrul in [Gro08] und [Ert09] nach. Den Stand der Entwicklung zu Beginn der vorliegenden Arbeit beschreibt die Dissertation von Ertugrul aus dem Jahr 2011 [Ert11]. Die darin beschriebene Zielgeometrie war eine bereits von Metz genutzte Form mit zwei Bereichen unterschiedlicher Ziehtiefe und einer Formschräge dazwischen (Abb. 2-10). Durch Verwendung einer zweiten Ziehringplatte, die er an den Niederhalter montierte, schuf Ertugrul die erforderliche Niederhalterkavität im Oberwerkzeug, in der die Rippen während des Schließens der Werkzeuge Platz fanden. Zur Kontrolle des Flanscheinzugs nutzte er zudem in einigen Fällen den von Metz entwickelten aktiv-elastischen Niederhalter.

Das von Ertugrul untersuchte Zielbauteil weist zwei parallele Längsrippen in der Bauteilmitte mit einem Abstand von 23 mm auf. Als Werkstoffe nutzte er DC04 (1.0338) und den rostfreien Edelstahl X5CrNi1810 (1.4301). Vereinzelt fanden auch Halbzeuge mit Rippen aus ZStE340 Anwendung, welche aus spaltprofilierten Flanschen herausgetrennt wurden und daher ein ultrafeinkörniges Gefüge (UFG) besaßen (vgl. [Boh08]). Die Blechdicke betrug in den meisten Fällen 1,0 mm. Die Verbindung von Rippe und Blech stellte Ertugrul durch Laserschweißen her. Aufgrund der damit entstehenden stoffschlüssigen Verbindung handelt es sich bei seinen Rippenblechen um die integrierende Bauweise. Abbildung 2-10 illustriert Ertugruls Prozesskette.

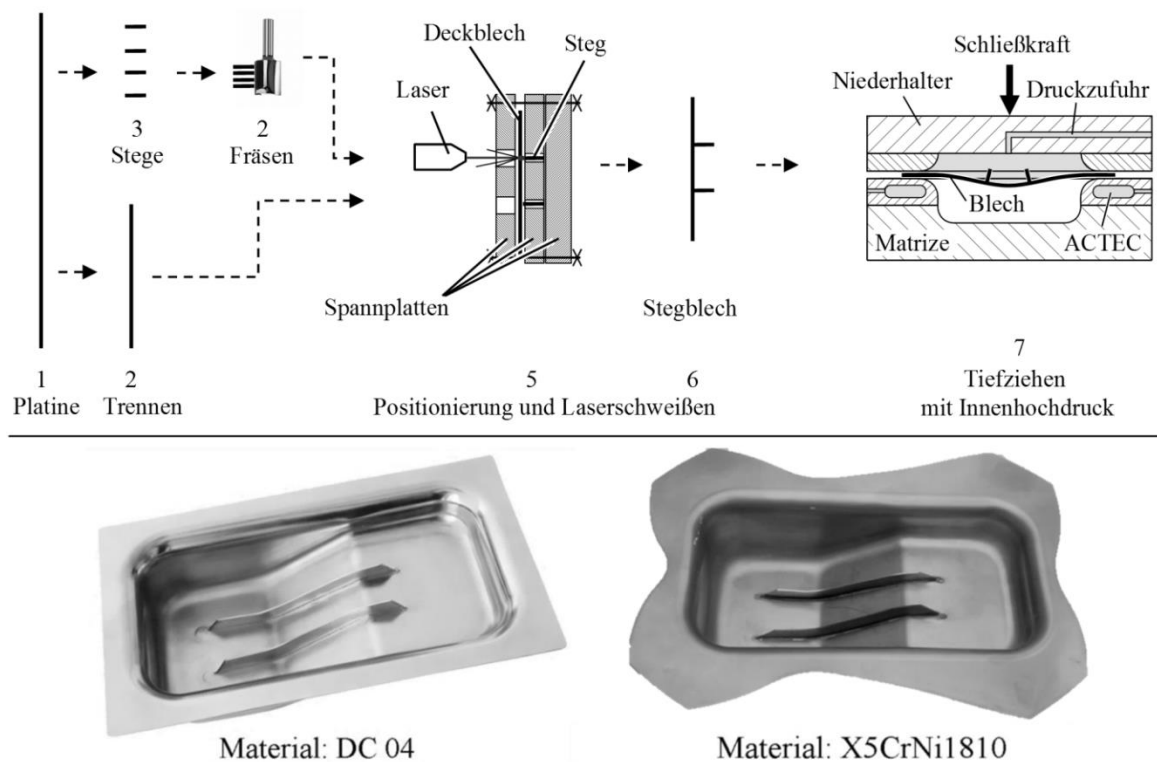


Abb. 2-10: Prozesskette und Zielgeometrie in [Ert11].

Zu Ertugruls wichtigsten Ergebnissen zählt die Auflistung der halbzeugbedingten Versagensfälle der HBU lasergeschweißter Rippenbleche. Bevor ihm die Fertigung der dargestellten Gutteile gelang, beobachtete er folgende in Abbildung 2-11 dargestellte Versagensarten: Bersten des Bleches nahe den Rippenenden (a), Fehlpositionierung („Formabweichungen“) der Rippen auf dem Fertigteil (b), Beulen bzw. Ausknicken der Rippen (c), Rippenkollaps (auch „Umklappen“, „Einstürzen“) (d), Reißen der Rippen (nur bei Rippen aus ZStE340 mit UFG-Gefüge) (e) und das Versagen der Schweißnaht (nicht dargestellt). Das Verständnis dieser Versagensarten bildet die Grundlage für eine weitere Entwicklung der Rippenblechumformung mittels HBU. Die folgenden Abschnitte fassen Ertugruls Erkenntnisse zusammen.

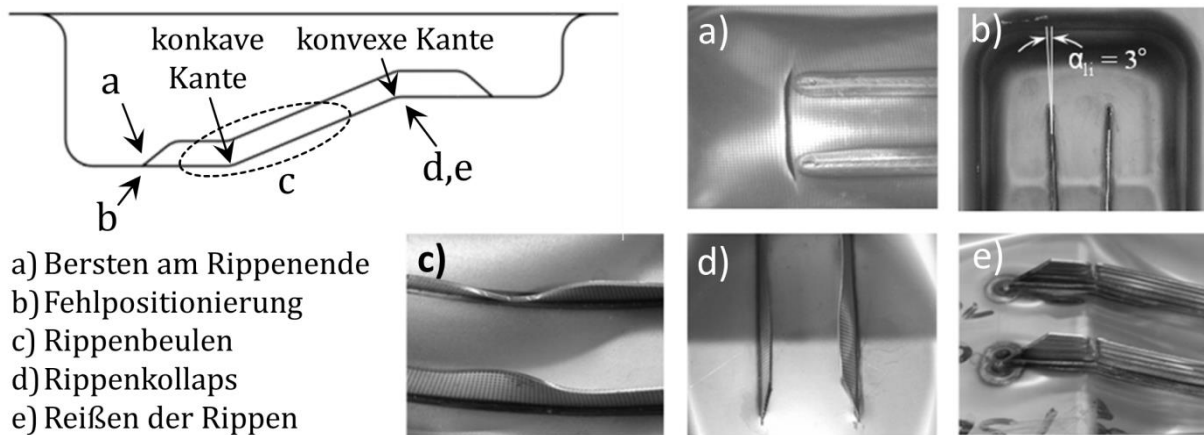


Abb. 2-11: Versagensarten der HBU von Rippenblech nach Ertugrul.

Bersten des Bleches am Rippenende

Typischerweise tritt bei der HBU ein Bersten des Blechs während der Ausformung der feineren Konturen in der Kalibrierphase auf. Bei Ertugrul erwiesen sich die zuletzt ausgeformten Eckbodenradien als kritisch. Zusätzlich stellte er durch optische Dehnungsmessungen bei der Umformung von Rippenblechen einen zweiten kritischen Bereich nahe den Rippenenden fest. Je nach verwendetem Material und Prozessführung wurde das Formänderungsvermögen hier teilweise bereits vor dem Anlegen an die Matrizenkontur erschöpft, sodass ein Bersten am Rippenende bereits während der freien Aufweitung eintrat. Ertugrul erklärt dies durch die abrupte Querschnittsänderung und die Wärmeeinflusszone der Schweißnaht. [Ert11]

Fehlpriorisierung der Rippen

Aus der unterschiedlichen Dehnung des Blechs in Bereichen unterschiedlicher Ziehtiefe resultierten in Ertugruls Versuchen Form- und Lageabweichungen der Rippen. Die beiden Rippenenden im Bereich der hohen Ziehtiefe wanderten aufgrund der größeren Dehnung des Bleches dazwischen weiter auseinander als die beiden Enden im Bereich der niedrigen Ziehtiefe. Hierdurch verschoben sich die Rippen in Richtung der hohen Zarge und es stellte sich zwischen ihnen ein Winkel von ca. 3° ein. Während der Ausbildung des Doms kam es zudem zu einer Verdrillung der außermittig angeordneten Rippen. Die Folge waren von 90° abweichende Winkel zwischen Rippen und Blech nach dem Anlegen an die Form, die Ertugrul als Abweichungen in Höhenrichtung bezeichnet. Schließlich führte in einigen Versuchen ein ungleichmäßiger Flanscheinzug zu einem seitlichen Versatz der Rippen. Als einzige der genannten Formabweichungen konnte dieser durch einen geregelten Flanscheinzug mithilfe des aktiv-elastischen Niederhalters unterbunden werden. [Ert11]

Rippenbeulen

Das Beulen der Rippen schreibt Ertugrul Druckspannungen infolge der Biegebeanspruchung während der Ausbildung konkaver Krümmungen zu. Solche Krümmungen treten insbesondere während der freien Aufweitung bei der Bildung des Domes auf. Als Einflussgrößen auf das Beulverhalten der Rippen identifizierte Ertugrul die Geometrieparameter des Werkstücks, allen voran die Rippenhöhe, sowie den Streckziehanteil. Höhere Streckziehanteile senkten in seinen Untersuchungen die Beulneigung allerdings zu Lasten einer erhöhten Gefahr des vorzeitigen Berstens am Rippenende. [Ert11]

In einer gemeinsamen Arbeit beschrieben Ertugrul und der Autor dieser Dissertation den nicht-linearen Zusammenhang zwischen der Stauchung der freien Rippenkante und dem aktuellen Domradius während der freien Aufweitung beim Streckziehen (s. auch Kap. 7) [e3]. Für die Dehnungen in Rippenlängsrichtung bedeutete dies bei einem kritischen Radius eine Umkehr der Belastungsrichtung. Experimentell ermittelte Ertugrul für vier verschiedene Rippenhöhen den Domradius bei dem eine einzelne, mittig angeordnete Rippe zu beulen begann. Dazu unterbrach er den Umformprozess zu diskreten Zeitpunkten, beurteilte die Rippenform visuell und hielt im Falle eines Beulens den letzten erreichten Radius fest [Ert11]. Das Ergebnis zeigt Abbildung 2-12.

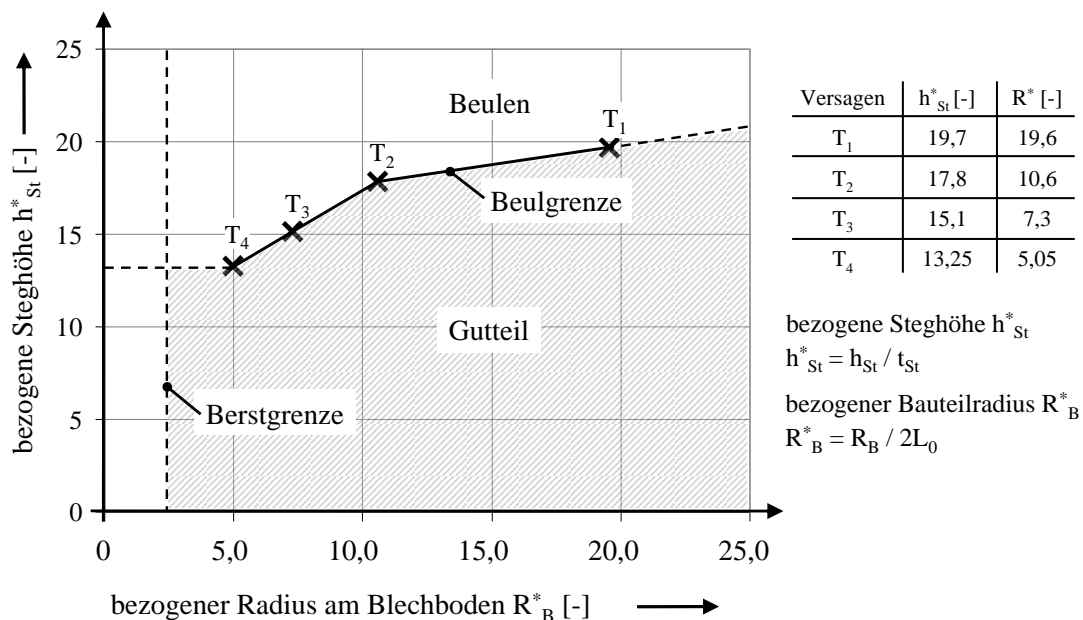


Abb. 2-12: Experimentell ermittelte Beulgrenze für das Streckziehen mit der Zielgeometrie aus Abb. 2-11 und einer einzelnen, mittig angeordneten Rippe, Rippenlänge $L_0 = 50$ mm, Blechdicke $t_{st} = 1,0$ mm, Material 1.4301 [Ert11].

Umklappen/Einstürzen der Rippen

Das Umklappen bzw. Einstürzen der Rippen erklärt Ertugrul durch Zugspannungen in der freien Rippenkante beim Anlegen an die konvexe

Kante seiner Form [Ert11]. Würde die Rippe nicht umklappen, müsste sie sich während des Biegevorgangs dehnen und zwar umso mehr, je weiter sie von der Biegekante entfernt ist. Durch das Umklappen reduzieren sich dieser Hebelarm und die zugehörige Dehnung. Die Rippe kann der Umformung ausweichen. Ob sie umklappt oder sich weiter dehnt, hängt davon ab, welche Art der Verformung den geringeren Widerstand bietet.

Reißen der Rippen

Klappt die Rippe nicht um, können die beschriebenen Zugdehnungen das Formänderungsvermögen des Werkstoffs erschöpfen und es kommt zum Riss. Diese Versagensart wurde von Ertugrul bei der Umformung von Rippen aus ZStE340 mit zuvor durch Spaltprofilieren eingebrachtem UFG-Gefüge beobachtet [Ert11]. Für dieses beschreibt Bohn ein gegenüber dem Ausgangsmaterial deutlich reduziertes Formänderungsvermögen [Boh08].

Versagen der Schweißnaht

Neben den Versagensarten unter direkter Beteiligung der Rippen beschreibt Ertugrul einige Vorfälle, bei denen die Schweißnaht Ursache eines vorzeitigen Abbruchs der Umformung war. Dazu zählen Mikrorisse und Einfallstellen der Naht sowie das komplette Ablösen von Rippen [Ert11]. Da diese Fehler nur sporadisch auftraten und keiner spezifischen Umformsituation zugeordnet werden konnten, sind ihre Ursachen in der Schweißoperation zu suchen.

2.2.3 Schlussfolgerungen aus der Analyse der Fertigungsverfahren

Die beschriebenen Fertigungsrouten I-III, die ohne eine Rippenblechumformung auskommen, konnten ihre Tauglichkeit zur Herstellung gekrümmter Rippenbleche bereits im industriellen Einsatz unter Beweis stellen. Gleichzeitig unterliegen sie diversen Einschränkungen und zeigen verfahrensspezifische Nachteile.

Die Fertigung in Differentialbauweise krankt neben konstruktiven Nachteilen (hohes Gewicht, Kerbwirkung der Fügeelemente, Korrosionsanfälligkeit) am großen Fertigungs-, Montage- und Fügeaufwand. Bei den Druckgussverfahren schlagen vor allem die Notwendigkeit der gussgerechten Konstruktion (und hier insbesondere das zulässige Verhältnis von Rippen- zu Schalendicke) sowie die eingeschränkte Materialauswahl zu Buche. Trennende Verfahren leiden an einer schlechten Materialausnutzung, langen Prozesszeiten und hohem Werkzeugverschleiß. Die Entschärfung dieser Problematik durch geeignete Vorformen gelingt nur teilweise und führt gleichzeitig auf deutliche Einschränkungen bezüglich der herstellbaren Bauteilkrümmung.

Zur Umgehung dieser Nachteile bietet Fertigungsroute IV auf Basis der Rippenblechumformung einige geeignete Alternativen. Tabelle 2-1 stellt einen Vergleich der beteiligten Verfahren an, um deren Vor- und Nachteile sowie Besonderheiten zu verdeutlichen. Neben dem herstellbaren Formenspektrum und dem Stand der technologischen Entwicklung wurden als wirtschaftliche Eigenschaften der Automatisierungsaufwand, die Taktzeit, die Stückkosten und der Aufwand zur Implementierung geschätzt. Dabei fließen Werkzeugverschleiß, Betriebsstoffverbrauch, Energieverbrauch und Personalkosten in die Stückkosten ein, die ansonsten natürlich stark fallabhängig sind, während der Aufwand zur Implementierung die Investitionen zum Erwerb der erforderlichen Anlagen sowie anfallende Ingenieursleistungen zur Prozessauslegung und Optimierung umfasst. Die angegebenen Bewertungen reichen von „++“ (bestes der aufgeführten Verfahren in der jeweiligen Spalte) bis „--“ (schlechtestes der aufgeführten Verfahren in der jeweiligen Spalte) und stellen eine Interpretation des analysierten Standes der Technik durch den Autor dar.

Tabelle 2-1: Vergleich der analysierten Verfahren der Rippenblechumformung.

Verfahren	Herstellbares Formen- spektrum	Automatisier- barkeit	Taktzeit	Stückkosten	Aufwand der Implemen- tierung	Stand der Entwicklung
Freies Biegen	-	+	0	+	+	Industrielle Anwendung
Kugelstrahl- umformen	--	+	-	+	0	Industrielle Anwendung
Treiben	-	-	-	0	++	Experiment. Erprobung
Creep-Age- Forming	-	0	+*/--	+*/-	0*/-	Industrielle Anwendung
Explosions- umformung	++	--	-	--	+	Industrielle Anwendung
HBU	++	++	++	++	--	Experiment. Erprobung

* bei ohnehin erforderlicher Warmauslagerung

Im Vergleich weist keines der diskutierten Verfahren gute bis sehr gute Eigenschaften in allen Kategorien auf. Insbesondere stehen die für eine Großserienproduktion wichtigen Eigenschaften der Taktzeit, Stückkosten und der Automatisierbarkeit im Widerspruch zum herstellbaren Formenspektrum. Dabei ist nicht geklärt, ob der verbreitete Einsatz dieser Technologien in der Luftfahrt mit ihren kleinen bis mittleren Serien und schwachen Krümmungen eine Folge oder die Ursache dieser Situation ist.

Die HBU bildet in der Liste der untersuchten Verfahren eine Ausnahme. Hier führen lediglich die hohen Anschaffungskosten für eine ausreichend große Presse oder Schließanlage nebst IHU-Aggregat zu einer negativen

Bewertung. Gemeinsam mit der Explosionsumformung bietet die HBU das größtmögliche Formenspektrum, indem sie neben starken mehrachsigen Krümmungen auch die Ausformung von Nebenformelementen wie Sicken oder Mulden und vergleichsweise scharfe Kanten zulässt. Im Fall der Innenhochdruckumformung (IHU) von Rohren ist die automatisierte Produktion Stand der Technik [Neu07]. Die HBU verwendet nahezu identische Anlagen mit dem Unterschied der Handlingsysteme für Blechwerkstücke, die aber von anderen Blechumformverfahren übernommen werden können. Ein ähnlicher Vergleich kann im Fall der Taktzeiten gezogen werden, die nach Neugebauer für eine IHU typischerweise bei ca. 30 Sekunden liegen [Neu07]. Zwar sorgen das Bereitstellen und fortwährende Aufbereiten des Wirkmediums und Wirkmediendrucks sowie der Energieverbrauch der erforderlichen Pressen für einen vergleichsweise hohen Energieaufwand pro Stück. Dennoch sollten die Stückkosten aufgrund der guten Automatisierbarkeit und des niedrigen Werkzeugverschleiß im Vergleich mit den übrigen Verfahren gering ausfallen.

Als einziges der untersuchten Verfahren erfüllt die HBU mit diesen Eigenschaften die Voraussetzungen für eine Mittel- bis Großserienproduktion mehrachsig stark gekrümmter Rippenbleche aus Stahl und schließt somit eine Lücke im Stand der Technik. Die grundsätzliche Machbarkeit des Verfahrens wurde durch Ertugrul nachgewiesen [Ert11], der zudem die entscheidenden Einflussgrößen auf den Prozess identifizierte. Auf dem Weg zur Qualifizierung dieses Verfahrens für den industriellen Einsatz erscheinen das „Kartographieren“ der Prozessgrenzen und das Ableiten von Maßnahmen zu ihrer Erweiterung als naheliegende nächste Schritte.

2.3 Verwendete Grundlagen

Von den durch Ertugrul identifizierten Versagensarten wirken sich das Bersten am Rippenende, das Beulen der Rippen und ihre Fehlpositionierung am restriktivsten auf das herstellbare Formenspektrum aus. Daneben tritt in der ausgewerteten Literatur eine durch Rippen veränderte Rückfederung in Erscheinung. Diese vier Problemfelder sind für die Weiterentwicklung der HBU als Rippenblechumformung maßgebend. Hinweise aus der Literatur, die zu ihrer Lösung beitragen, finden sich zur Kerbwirkung, zum Beulversagen in der Blechumformung, zur Rückfederung und ihrer Kompensation sowie zu Methoden der Halbzeugauslegung für Tiefziehverfahren. Weite Teile der vorliegenden Arbeit basieren zudem auf der numerischen Simulation mit der Finite-Elemente-Methode (FEM), deren Grundlagen hier daher zunächst ebenfalls kurz behandelt werden.

2.3.1 Numerische Simulation mit der Finite Elemente Methode

Die VDI-Richtlinie 3633 versteht unter einer Simulation ein Verfahren zur Nachbildung eines Systems in einem experimentierfähigen Modell mit dem Ziel, auf die Wirklichkeit übertragbare Erkenntnisse zu erlangen. In der Umformtechnik erlaubt die numerische Simulation die Berechnung von Verschiebungen, Spannungen und Dehnungen in Werkstücken zu beliebigen Zeitpunkten innerhalb einer Umformoperation. Als Berechnungsverfahren findet die FEM weite Verbreitung. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit ist sie integraler Bestandteil der Untersuchungen. Basierend auf den grundlagenorientierten Schilderungen von Bathe [Bat02] und Ulbrich [Ulbr10] sowie dem anwenderorientierten Buch von Klein [Kle07b] fasst der folgende Abschnitt Grundbegriffe und Definitionen der FEM zusammen.

Die FEM ist ein Verfahren zur numerischen Lösung partieller Differentialgleichungen. Sie kommt zum Einsatz, wenn mit vertretbarem Aufwand keine analytische Lösung gefunden werden kann. Dazu wird das betrachtete Problemgebiet in eine endliche (finite) Anzahl an Teilgebieten (Elementen) zerlegt und für diese eine Näherungslösung ermittelt. Ein Merkmal der FEM ist, dass sich die Elemente nicht überschneiden. Ihre Eckpunkte bilden die Knoten eines Netzes. Die Umformsimulation sucht die Verschiebungen an diesen Knoten. Bei zeitabhängigen Problemen ist die zu lösende Gleichung die Bewegungsgleichung. Nach der örtlichen Diskretisierung der FEM liegt sie als System gewöhnlicher Differentialgleichungen vor:

$$M\ddot{x} + D\dot{x} + Kx = F_{ext}(t) \quad (2-1)$$

Der Vektor $x(t)$ enthält die Verschiebungen an den Knoten zur Zeit t . Seine erste und zweite Ableitung nach der Zeit sind die Knotengeschwindigkeiten $\dot{x}(t)$ und -beschleunigungen $\ddot{x}(t)$. Die Massenmatrix M , die Dämpfungsmatrix D und die Steifigkeitsmatrix K definieren die kinematischen Beziehungen der Knoten und das Verhalten des Systems beim Anlegen der äußeren Lasten $F_{ext}(t)$. Zur Lösung für ein gegebenes Zeitintervall $[t_0, t_{end}]$ wird ein Anfangswert ($x(t_0) = x_0$) benötigt. Die Substitution ($\ddot{x} = y'$) und geeignete Umformungen bringen Gleichung (2-1) in die Form

$$y'(t) = f(t, y(t)). \quad (2-2)$$

Anschließend wird auch das Zeitintervall in Teilintervalle („Inkmente“) mit den diskreten Zeitpunkten t_j zerlegt. Die Größe der Teilintervalle ist die Zeitschrittweite Δt , die sich entlang der Simulationszeit ändern kann. Mit der Schreibweise $y_j = y(t_j)$ führt die Integration von Gleichung (2-2) auf

$$y_{j+1} = y_j + \int_{t_j}^{t_{j+1}} f(t, y(t)) dt. \quad (2-3)$$

Mit Gleichung (2-3) kann der zeitliche Verlauf der Verschiebungen für das gesamte Intervall ermittelt werden. Zum numerischen Lösen muss das Integral allerdings approximiert werden, da die Funktion f sehr kompliziert sein kann, die gesuchte Lösung $y(t)$ selbst enthält und meist gar nicht analytisch vorliegt. Eine solche Zeitintegration ist auch dann erforderlich, wenn bei quasi-statischen Problemen die ersten beiden Terme der Bewegungsgleichung wegfallen ($M\ddot{x} = 0, D\dot{x} = 0$). Zwar treten dann keine zeitlichen Ableitungen des Verschiebungsvektors mehr auf, doch können auch die Steifigkeitsmatrix und der Lastvektor von der Zeit und der Verschiebung selbst abhängen. Die zur Zeitintegration verwendeten Verfahren lassen sich in implizite und explizite Verfahren einteilen. Explizite Verfahren liefern für y_{j+1} eine Approximation u_{j+1} auf Basis des bekannten Zustands zum Zeitpunkt $t = t_j$ (untere Intervallgrenze des Integrals). Implizite Verfahren berechnen u_{j+1} mit der oberen Intervallgrenze und nutzen damit die gesuchte Größe selbst. Zwei Beispiele sind das explizite (Gleichung (2-4)) und das implizite (Gleichung (2-5)) Euler-Verfahren:

$$u_{j+1} = u_j + \Delta t f(t_j, u_j) \quad (2-4)$$

$$u_{j+1} = u_j + \Delta t f(t_{j+1}, u_{j+1}) \quad (2-5)$$

Gleichung (2-5) ist nichtlinear. Sie kann z. B. iterativ mit dem Newton-Raphson-Verfahren gelöst werden. Abhängig von den Eigenschaften der Funktion $f(t_{j+1}, u_{j+1})$ kann es jedoch vorkommen, dass eine Lösung nur mit hohem Aufwand (große Zahl an Iterationen) oder gar nicht gefunden wird. Diesem Nachteil der impliziten Verfahren steht der wesentliche Vorteil gegenüber, dass sich aus der Forderung nach Stabilität der Lösung keine Anforderungen an die Zeitschrittweite Δt ergeben. Stabilität bedeutet in diesem Fall, dass die ermittelte Lösung beschränkt sein muss. Die zeitliche Diskretisierung kann entsprechend grob sein, sodass die Anzahl der Zeitpunkte t_j , für die gelöst werden muss, klein bleibt.

Im Gegensatz dazu ist die maximal zulässige Zeitschrittweite bei den expliziten Verfahren begrenzt. Dies lässt sich an einem einfachen Beispiel veranschaulichen. Abbildung 2-13 zeigt hierzu einen Stab, der mit drei Elementen (I-III) und vier Knoten (1-4) diskretisiert wurde. Gesucht wird seine Stauchung durch die Kraft F . Für das Modell wird seine Masse gleichmäßig auf die Knoten verteilt. Federn zwischen den Knoten bilden die Steifigkeit des

Stabes ab. Die Verschiebung zu Beginn ist 0. Erstmaliges Lösen der Bewegungsgleichung für den Zeitpunkt $t = t_1$ ergibt eine Verschiebung des Knotens 1 nach links. Deren Größe hängt u. a. von der Zeitschrittweite Δt ab. Im dargestellten Fall ist Δt so klein, dass Knoten 1 zwischen seiner Ausgangsposition und Knoten 2 landet. Die Feder des ersten Elements wird hierdurch komprimiert. Während des nächsten Zeitschritts übt sie eine Rückstellkraft auf Knoten 1 und eine gleich große, aber entgegengesetzte Kraft auf Knoten 2 aus. Folglich liefert die Lösung für den zweiten Zeitschritt eine Verschiebung beider Knoten. Nun wird auch die Feder des zweiten Elements gestaucht. Auf diese Weise breitet sich die Verschiebung als Welle im simulierten Körper aus, bis das System ein Gleichgewicht erreicht oder bei nicht vorhandener Dämpfung stabil schwingt.

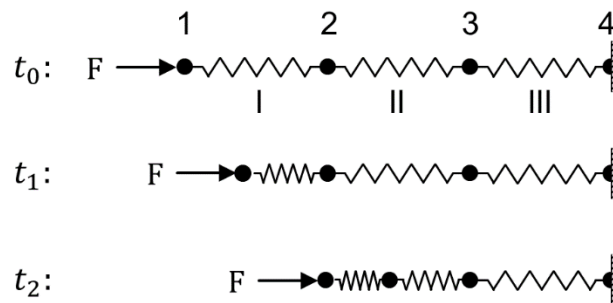


Abb. 2-13: Anschauungsbeispiel zur expliziten Zeitintegration.

Wird Δt so groß gewählt, dass Knoten 1 im ersten Zeitschritt Knoten 2 „überholt“, erfährt er im zweiten Zeitschritt durch die Feder keine Rückstellkraft, sondern eine zusätzliche Kraft in Bewegungsrichtung. Anstatt abgebremst zu werden, wird er nun beschleunigt. Gleichzeitig erfährt Knoten 2 nun eine Kraft entgegen der Belastungsrichtung, sodass die Feder des ersten Elements um einen viel größeren Betrag gespannt wird als im Fall des kleinen Δt . Tatsächlich nimmt die Energie dieses Systems mit jedem weiteren Zeitschritt zu. Diese Zunahme ist nicht beschränkt. Die Lösung „explodiert“ [Bat02]. Das System ist instabil.

Physikalisch entspricht die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Verschiebungswelle der Körperschallgeschwindigkeit c_w des modellierten Materials. Mit dem Elastizitätsmodul E und der Dichte ρ lässt sich diese angeben [Kle07b]:

$$c_w = \sqrt{E/\rho} \quad (2-6)$$

Mit der kleinsten im System befindlichen Elementkantenlänge e kann damit die Stabilitätsbedingung als Ungleichung formuliert werden:

$$\Delta t c_w < e. \quad (2-7)$$

Die maximal zulässige Zeitschrittweite hängt also von der Elementgröße und

damit von der Feinheit der örtlichen Diskretisierung ab. Mit Blick auf den Rechenaufwand ist ein zu kleiner Zeitschritt jedoch ungünstig. Abgesehen von der Stabilität besteht eine Notwendigkeit zu kleinen Zeitschritten nur dann, wenn sich die Ergebnisgrößen sehr schnell ändern. Bei der Lösung (quasi-) statischer Probleme (wie der HBU) führt die beschriebene Stabilitätsbedingung also zu unnötig kleinen Zeitschritten und damit zu einem unnötig hohen Rechenaufwand. Als Gegenmaßnahme kann die Dichte des modellierten Materials künstlich erhöht werden. Dieses als „Massenskalierung“ bekannte Vorgehen reduziert nach Gleichung (2-6) die Körperschallgeschwindigkeit und erlaubt bei unveränderter Elementgröße somit einen größeren Zeitschritt. Dabei ist der reduzierte Rechenaufwand gegen Verfälschungen der Ergebnisse durch künstliche Trägheitseffekte abzuwägen.

Im beschriebenen Beispiel bilden die Feder und ihre Rückstellkraft die Reaktion der Elemente auf die Verschiebungen der Knoten ab. Komplexere Materialmodelle und die Berechnung von Kontaktproblemen setzen die Kenntnis der Verschiebungen auch im Elementinneren voraus. Hierzu wird zwischen den Knoten interpoliert, wobei je nach Elementtyp unterschiedliche Ansätze Verwendung finden.

Die Implementierung des gesamten Lösungsalgorithmus in einer Software wird als Solver bezeichnet. Je nach verwendeter Zeitintegration sind die Bezeichnungen expliziter und impliziter Solver geläufig.

Auf die Lösung des Problems folgt die Ergebnisinterpretation meist anhand von Visualisierungen der berechneten Größen. Zum Fehler der FEM als Näherungsverfahren kommen Fehler, die auf der endlichen arithmetischen Genauigkeit des verwendeten Systems beruhen (Rundungsfehler) und schlichte Modellierungsfehler durch den Anwender. Mit der FEM gewonnene Simulationsergebnisse sind daher immer auf Plausibilität zu prüfen. So ist z. B. festzustellen, ob das benutzte Netz ausreichend fein war. Im Idealfall konvergiert die Finite-Elemente-Lösung mit zunehmender Feinheit der Diskretisierung gegen die analytische Lösung [Bat02]. Im Zusammenhang mit der örtlichen Diskretisierung spricht man dann von Netzkonvergenz. Ob während der Modellierung überhaupt alle wesentlichen Einflussgrößen erfasst wurden, kann aber letztlich nur der Vergleich mit dem Experiment zeigen. Erst wenn die Simulation für einen relevanten Vergleichsfall die Realität hinreichend genau abbildet, darf davon ausgegangen werden, dass auch die Wiederholung mit veränderten Eingangsgrößen realitätsnahe Ergebnisse liefert. Für einen solchen Abgleich verwendet diese Arbeit den Begriff der Validierung.

2.3.2 Kerbwirkung

Das Abdichten des Druckraums während einer HBU verlangt einen ebenen oder zumindest glatten Flanschbereich. Aus diesem Grund können bei der Verwendung von Rippenblechen als Halbzeuge die Rippen nicht durchgehend über die gesamte Werkstückoberfläche laufen. Die Rippenenden liegen daher auf dem Werkstückinneren in Bereichen großer Deformationen. Nach Läßle ist damit sowohl für den Querschnittsübergang am Rippenende als auch das Ende der Schweißnaht von einer Wirkung als technische Kerbe auszugehen [Lae11]. Der folgende Abschnitt fasst daher die Grundlagen der Kerbtheorie zusammen.

Kerbformzahl

Die grundsätzliche Wirkung einer Kerbe verdeutlicht ein Beispiel von Young und Budynas [You02]. Hierzu wird ein elastischer Biegebalken mit einem Rechteckquerschnitt der Höhe H , der Breite b und einer v-förmigen Kerbe der Tiefe t_k betrachtet. Die Höhe des Balkens an der gekerbten Stelle beträgt dann $H - t_k$. Für die maximale Längsspannung σ_{max} im Balkenquerschnitt bei Belastung durch ein Biegemoment M_B gilt allgemein

$$\sigma_{max} = \frac{M_B}{I} z_{max}, \quad (2-8)$$

mit dem Flächenträgheitsmoment I und dem Abstand zur Randfaser z_{max} . Im gekerbten Querschnitt beträgt dieser Abstand $(H - t_k)/2$ und das Flächenträgheitsmoment $b(H - t_k)^3/12$. Für die Nennspannung im Kerbgrund gilt

$$\sigma_n = 6 \frac{M_B}{b(H - t_k)^2}. \quad (2-9)$$

Aufgrund des kleineren Querschnitts im Bereich der Kerbe fällt σ_n im Kerbgrund bereits größer aus als im Rest des Balkens. Tatsächlich ist der Spannungsanstieg im Kerbgrund jedoch noch bedeutend größer als es die Nennspannung vermuten lässt. Läßle führt hierfür drei Gründe an [Lae11]: Erstens stört die Kerbe den Kraftfluss. Spannungen, die abseits der Kerbe vom vollen Querschnitt getragen werden, müssen in den verkleinerten Kerbquerschnitt eingeleitet werden. Dabei werden sie nicht gleichmäßig auf diesen verteilt sondern verstärkt auf Bereiche, die näher am nun fehlenden Teil des Querschnitts liegen. In diesem Bereich kommt es somit zu einer Spannungsüberhöhung, die umso größer ausfällt, je kleiner der Radius der Kerbe ist. Da das resultierende Spannungsprofil im Kerbquerschnitt immer noch das gleiche Biegemoment M_B ergeben muss, müssen die Spannungen im Inneren des Kerbquerschnitts nun niedriger ausfallen. Das resultierende

Spannungsprofil ist somit abhängig von der Kerbgeometrie. Zweitens kommt es durch die Kerbe zu einer Querdehnungsbehinderung und in der Folge zu einem mehrachsigen Spannungszustand. Neben der Längskomponente wirken dann zusätzliche Spannungskomponenten. Und drittens entsteht im Fall einer asymmetrischen Kerbe (wie in obigem Beispiel oder bei einem Rippenblech mit einseitigen Rippen) als Folge der Exzentrizität der Kraftwirkungslinie ein zusätzliches Biegemoment, das sog. Sekundärspannungen überlagert.

Die tatsächliche Spannung σ' ist also deutlich höher als die Nennspannung. Quantifiziert wird diese Spannungsüberhöhung durch den Quotienten aus beiden Größen, die Kerbformzahl α_k [Gro07]. Ihr Wert hängt neben der Kerbgeometrie auch von der Beanspruchungsart ab. Nach Läßle [Lae11] sowie Grote und Feldhusen gilt [Gro07]

$$\frac{\sigma'}{\sigma_n} = \alpha_k \quad (2-10)$$

und
$$\alpha_{k,zug} > \alpha_{k,biegung} > \alpha_{k,torsion}. \quad (2-11)$$

Kerbformzahlen lassen sich nur in Ausnahmefällen analytisch bestimmen [Lae11, You02]. Meist kommen numerische (FEM) oder experimentelle Methoden (Spannungsoptik, DMS) zum Einsatz [Lae11]. Entsprechende Werte können je nach Anwendungsfall der Literatur entnommen werden, um damit die maximal auftretenden Spannungen im Kerbgrund nach Gleichung (2-10) zu berechnen.

Plastische Stützziffer

Die Spannungsüberhöhung aufgrund der Kerbwirkung kann so groß sein, dass der Werkstoff im Kerbgrund die Elastizitätsgrenze erreicht. Für viele technische Anwendungen und bei Verwendung spröder Werkstoffe stellt die zugehörige äußere Last in diesem Fall die Belastungsgrenze des Bauteils dar. Im Fall duktiler Werkstoffe ist nach Grote und Feldhusen das maximale Tragvermögen aber noch lange nicht ausgeschöpft [Gro07].

Der exakte Übergang vom elastischen zum elastisch-plastischen Verhalten beispielsweise einer Zugprobe ist experimentell nur sehr schwer zu bestimmen. Als Kennwert wird üblicherweise eine Dehngrenze angegeben (z. B. 0,2 %), die zum Nachweis einer ersten, bleibenden Verformung dient. Der Begriff Streckgrenze ist nach Bargel und Schulze solchen Werkstoffen vorbehalten, bei denen die Spannung an der Elastizitätsgrenze ein lokales Maximum aufweist oder kurzzeitig stagniert [Bar05]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden der Begriff der Streckgrenze und sein

Formelzeichen R_e verallgemeinernd synonym für den Übergang zwischen elastischem und elastisch-plastischem Bereich genutzt. Liegt beim betreffenden Werkstoff keine ausgeprägte Streckgrenze vor, ist im Zweifelsfall die Spannung an der 0,2%-Dehngrenze ($R_{p0,2}$) gemeint.

Grote und Feldhusen definieren die Nennspannung, bei der der Werkstoff im Kerbgrund zu fließen beginnt, als „Randfließgrenze“ R_e/α_k . Durch ein weiteres Steigern der äußeren Last breitet sich ab dieser Grenze vom Kerbgrund ausgehend eine plastische Zone ins Bauteilinnere aus. Erst bei vollständiger Plastifizierung des Querschnitts ist unter Vernachlässigung der Verfestigung des Werkstoffs die Grenztragfähigkeit („globales Versagen“, vgl. [Hae10]) des Bauteils erreicht. Die auf diese Weise erreichte Steigerung der Tragfähigkeit lässt sich durch die Stützziffer n_{pl} beschreiben, die als Verhältnis der Laststeigerung nach Fließbeginn F_{pl} zur Belastungsgrenze bei Fließbeginn F_F definiert ist [Gro07]:

$$n_{pl} = \frac{F_{pl}}{F_F} > 1. \quad (2-12)$$

Von größter Bedeutung ist die Kerbwirkung für die Bestimmung des Ermüdungsverhaltens von Bauteilen. Das Konzept der Stützziffer kann hierzu noch weiter verfeinert werden, z. B. indem sie multiplikativ in einen statischen, verformungsmechanischen und bruchmechanischen Anteil zerlegt wird. Hänel et al. tragen derlei Ansätze zusammen und diskutieren in diesem Zusammenhang auch die Berücksichtigung der Randschichtverfestigung von Bauteilen [Hae10]. In die Berechnung der verformungsmechanischen Stützziffer geht zudem die ertragbare wechselflastische Dehnung des Werkstoffs ein. Im Fall von Stählen findet bei dieser Berechnung auch die Zugfestigkeit und damit eine Kenngröße großer plastischer Deformationen Berücksichtigung. Eine Berücksichtigung vollständig plastifizierter Querschnitte ist jedoch auch bei der Auslegung mit Hilfe der Stützziffer nicht vorgesehen.

Schweißnahteinfluss

Die Herstellung der Rippenblechhalbzeuge für experimentelle Untersuchungen der vorliegenden Arbeit erfolgte durch Laserschweißen im Stichnahtverfahren (s. Kap. 3). Nach Radaj und Vormwald stellen Schweißnähte geometrische Kerben dar, die allerdings kaum einheitlich zu beschreiben sind. Dazu treten in Schweißverbindungen Eigenspannungen auf, die das Festigkeitsverhalten des Bauteils beeinflussen. Im Fall teilplastischer Beanspruchung wirken vom Schweißprozess verursachte lokale Gradienten der Werkstoffeigenschaften auf das sich einstellende Spannungsprofil. [Rad07]

Bedeutung für die Rippenblechumformung

Im Gegensatz zur Festigkeitsberechnung von Bauteilen interessiert bei der HBU von Rippenblechen das Verhalten bei vollständig plastifiziertem Querschnitt, denn von einem solchen ist im Verlauf des Umformprozesses auszugehen. Ähnlich der von Läßle beschriebenen Behinderung der Querdehnung erzeugt die Rippe eine zusätzliche Spannungskomponente in Blechnormalenrichtung dort, wo sie in das Deckblech übergeht. Da sich die Vorhersage lokaler Einschnürungen z. B. im hydraulischen Tiefungsversuch in der Regel auf die Annahme eines ebenen Spannungszustandes stützt (vgl. Volk et al. [Vol11]), verlieren gängige Ansätze hierdurch ihre Gültigkeit. Dazu ist nach obiger Erklärung davon auszugehen, dass einseitige Rippen Sekundärspannungen erzeugen und das Problem eines frühzeitigen Werkstoffversagens somit verschärfen.

2.3.3 Beulversagen in der Blechumformung

Durch ein Ausbeulen verlieren Rippen den größten Teil ihrer versteifenden Wirkung. Modarresi und Showkati wiesen dieses intuitive Erkenntnis am Beispiel druckbelasteter, kreisrunder, dünner Platten mit diagonalen Rippen experimentell nach [Mod11]. Dabei beobachteten sie durch Dehnungs- und Verschiebungsmessungen sowohl den bereits von Ertugrul experimentell identifizierten Zusammenhang von Beulneigung und Rippenhöhe als auch den in [e3] hergeleiteten Wechsel der Beanspruchungsrichtung nach Überschreiten einer kritischen Krümmung. Um ein vorzeitiges Beulen bereits während der Fertigung zu verhindern, ist ein Grundverständnis dieser Versagensart hilfreich. Die folgenden Abschnitte beschreiben die hierzu relevanten Grundlagen und von anderen Autoren erarbeitete Erkenntnisse zum Rippenbeulen.

Beim Phänomen des Knickens und Beulens handelt es sich um ein Stabilitätsproblem. Ein solches liegt vor, wenn für ein System bei gleicher äußerer Last mehrere Gleichgewichtslagen existieren. In einem Diagramm, das die potentielle Energie des Systems über der äußeren Last aufträgt, äußert sich dies durch eine Verzweigung. Drei Arten von Gleichgewichtslagen lassen sich dabei unterscheiden [Gro99]: stabile, indifferente und instabile (labile) Gleichgewichte. Systeme in stabilen Gleichgewichtslagen kehren nach einer kleinen Auslenkung in ihre Ausgangslage zurück. Systeme in indifferenter Gleichgewichtslage gelangen durch dieselbe Auslenkung in eine neue Gleichgewichtslage, in der sie ohne weitere Störung verharren. Ihre potentielle Energie bleibt dabei unverändert. Eine instabile Gleichgewichtslage

liegt vor, wenn das System nach einer Auslenkung nicht von selbst in seine Ausgangsposition oder eine Lage gleicher potentieller Energie zurückkehren kann. [Gro99]

Im Jahr 1850 veröffentlichte Kirchhoff eine mathematische Formulierung des Stabilitätsproblems für Platten in Form einer partiellen Differentialgleichung vierter Ordnung [Kol58]:

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{q}{S_p}. \quad (2-13a)$$

Darin sind x und y die Koordinaten der ebenen Platte, w die Durchbiegung, S_p die Plattensteifigkeit und q die in diesem Fall angenommene Flächenlast. In ihren Grundzügen findet diese Plattentheorie für den elastischen Fall bis heute Anwendung. Neben anderen entwickelte Iljuschin darauf basierend einen Ansatz zur Beschreibung der Stabilität von Platten und Schalen jenseits der Elastizitätsgrenze, der jedoch einige Vereinfachungen verlangt und nur in speziellen Fällen gute Übereinstimmungen mit Experimenten liefert [Kol58]. Bis heute wird an der mathematischen Beschreibung des Plattenbeulens im plastischen Fall gearbeitet. Im Jahr 2010 veröffentlichte Becque eine Theorie, der die Fließhypothese nach Hill und ein Ansatz zweiter Ordnung für die Schubsteifigkeit zugrunde liegen [Bec10]. Mit dem Elastizitätsmodul E_0 , dem Tangentenmodul E_t , der Plattendicke s und der Spannung σ_x in Belastungsrichtung (= Längsrichtung der Platte) ergibt sich seine Differentialgleichung der Platte zu

$$\psi \frac{t^3}{12} \left[E_t \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \chi \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + E_0 \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] = -\sigma_x s \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}. \quad (2-13b)$$

Darin stehen ψ und χ für Ausdrücke, die das Verhältnis der Hauptumformgrade sowie die Querkontraktionszahl berücksichtigen. Bei der Anwendung derartiger Theorien verursachen unterschiedliche Einspannungen und Randbedingungen große Schwierigkeiten [Kol58, Bec10]. So findet Becque zwar für die rechteckige, allseitig einfach gelagerte und auf Schub beanspruchte Platte eine analytische Lösung für Gleichung (2-13b) [Bec10]. Bereits die Annahme einer einzelnen freien Kante führt jedoch bereits dazu, dass er auf numerische Lösungsverfahren zurückgreifen und sein Modell auf Platten unendlicher Länge beschränken muss (für die numerische Lösung bildet er dies durch ein Breiten- zu Längenverhältnis von 1:20 ab). Für das Problem der beulenden Rippe während der HBU ergeben sich noch deutlich ungünstigere Randbedingungen. Die Rippe ist auf dem Blech nur einseitig eingespannt. Über diese Einspannung werden Kräfte übertragen, die sich im

Laufe des Prozesses und entlang der Einspannung verändern. Es handelt sich also um eine nichtlineare, ortsabhängige Krafteinleitung entlang eines gekrümmten Randes. Erschwerend kommt hinzu, dass im Fall der Rippe nicht von einer ebenen Platte ausgegangen werden darf, was für viele Theorien (u. a. die von Becque) eine Grundannahme ist. Die Rippe steht zunächst immer senkrecht zur Fläche des sich ausbildenden Doms, verläuft aber nicht zwangsläufig durch dessen Scheitelpunkt, woraus unweigerlich eine Verwindung folgt. Zu einer solchen kann es auch beim Anlegen an die Form kommen (s. Kapitel 9). Auf den Versuch einer analytischen Beschreibung des Rippenbeulens wird in dieser Arbeit daher verzichtet, ebenso wie auf eine Diskussion der entsprechenden theoretischen Grundlagen, für die stattdessen auf die Fachliteratur verwiesen wird (z. B. Kollbrunner und Meister für den Stand bis 1958 [Kol58] und Becque für neuere Erkenntnisse [Bec10]).

Der Stand der Technik der Blechumformung kennt jedoch praktische Ansätze zur Behandlung des Beulproblems. Es tritt immer auf, wenn Bleche ohne ausreichende seitliche Abstützung hohen Druckbeanspruchungen in der Blechebene ausgesetzt sind. Beim Tiefziehen ist dieses Problem als Faltenbildung bekannt. Man unterscheidet zwischen Falten 1. Art, die im Flansch während des Flanscheinzugs aufgrund tangentialer Stauchungen entstehen und Falten 2. Art, die in der Werkstückzarge, also ohne direkten Werkzeugkontakt, auftreten [Doe07]. Der Einsatz eines Niederhalters kann die Entstehung von Falten 1. Art unterdrücken. Dabei ist eine genaue Bestimmung der erforderlichen Niederhalterkraft wichtig, denn eine höhere Niederhalterkraft hemmt unnötigerweise den Flanscheinzug und wirkt damit maßgeblich auf das Grenzziehverhältnis [Doe07]. Wang und Cao liefern einen Ansatz zur mathematischen Beschreibung von Falten 1. Ordnung, mit dem die erforderliche Niederhalterkraft bestimmbar ist [Wan00]. Durch die Beschreibung der gebeulten Form des Flansches als Sinuswelle gelingt ihnen ein Vergleich der Umformarbeit für den gebeulten und den ebenen Fall in Abhängigkeit des Flanscheinzugs. Ab einem kritischen Wert erreicht dieses System einen Verzweigungspunkt. Bei weiterem Flanscheinzug stellt der gebeulte Zustand die energetisch günstigere Konstellation dar. Eine Erhöhung der Niederhalterkraft verschiebt den Verzweigungspunkt in Richtung höherer Energieniveaus, bis ein gegebener Flanscheinzug rechnerisch nicht mehr zur Faltenbildung führt.

2.3.4 Rückfederung

Während des Kalibriervorgangs der HBU pressen hohe Drücke das Werkstück in die Matrize. Seine Form ist in diesem Zustand durch den Kontakt mit der

Matrizenoberfläche vorgegeben. Die bis dahin vollzogene Formänderung setzt sich wie bei jeder Kaltumformung aus plastischen und elastischen Anteilen zusammen [Egg13]. Während des Druckabbaus und der Entnahme aus dem Werkzeug entladen sich die elastischen Anteile und das Werkstück federt zurück. Um ein präzise geformtes Bauteil zu erhalten, muss diese Rückfederung während der Prozessauslegung rechnerisch bestimmt werden, damit sie durch eine Anpassung der Matrizenform kompensiert werden kann. Die Rippen führen jedoch zu inhomogenen elastischen Eigenschaften. Auswirkungen auf das Rückfederungsverhalten, wie sie bereits beschrieben wurden (z. B. [Yan12] und [Zha11]), scheinen daher unvermeidbar. Die folgenden Abschnitte beschreiben daher die grundlegenden werkstoff- und prozessseitigen Einflüsse auf die Rückfederung und den Ansatz der Rückfederungskompensation.

Werkstoffseitige Einflussfaktoren

Die wichtigsten, werkstoffseitigen Einflussfaktoren der Rückfederung lassen sich am Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit der Spannung σ und der technischen Dehnung ε veranschaulichen. Abbildung 2-14 links zeigt ein solches für drei fiktive Werkstoffe mit jeweils unterschiedlichen Werten für Elastizitätsmodul (E), Streckgrenze (R_e) und Verfestigungsexponent (n), der in dieser Darstellung nicht unmittelbar abzulesen ist. Für den elastischen Bereich wurde die Gültigkeit des Hook'sche Gesetzes ($\sigma = E\varepsilon$) angenommen. Be- und Entlastung erfolgen entlang der Pfeile.

Alle drei Werkstoffe erreichen in der Abbildung dieselbe Gesamtdehnung unter Last (ε_{Last}). Die elastischen Anteile dieser Dehnung unterscheiden sich jedoch. Sie lassen sich ermitteln, indem entlang der Hook'schen Geraden entlastet wird. Der Elastizitätsmodul gibt die Steigung dieser Entlastungsgeraden an, während Streckgrenze und Verfestigungsexponent den Ausgangswert auf der Spannungsachse festlegen. Der Schnittpunkt der Entlastungsgeraden mit der Dehnungsachse teilt die erreichte Gesamtdehnung in den plastischen Anteil links davon und den elastischen rechts davon. Im Zugversuch entspricht dieser elastische Anteil genau der Rückfederung. Es lässt sich folgende Grundregel festhalten: Je höher die Streckgrenze und je kleiner der Elastizitätsmodul und (bei Umformgraden < 1) der Verfestigungsexponent sind, desto größer sind der elastische Anteil der Gesamtdehnung und damit die Rückfederung.

Für die Umformtechnik hat diese Erkenntnis große Bedeutung. So führen z. B. Leichtbaubemühungen der Automobilindustrie verstärkt zum Einsatz hoch- und höchstfester Stahlsorten im Karosseriebau [Ell13a]. Deren höhere

Streckgrenzen und Festigkeiten erlauben zwar eine Reduzierung der Wandstärken und damit des Gewichts. Gleichzeitig führen sie gemäß obiger Überlegung allerdings zu einer erhöhten Rückfederung während der Fertigung. Anderson bestätigte diesen Zusammenhang in experimentellen und numerischen Untersuchungen zum Tiefziehen komplexer Teile mit verschiedenen höherfesten Stahlsorten [And07]. Die größte Rückfederung beobachtete er für den Stahl mit der höchsten Festigkeit. Während kleinere Formabweichungen noch im Rahmen einer Montage der Blechbauteile durch ein Richten korrigiert werden können, wird dies bei den von Anderson beobachteten Abweichungen von mehreren Millimetern schwierig. Anderson unterstreicht damit die Bedeutung einer akkuraten Rückfederungsberechnung für die Auslegung von Umformprozessen mit hochfesten Werkstoffen.

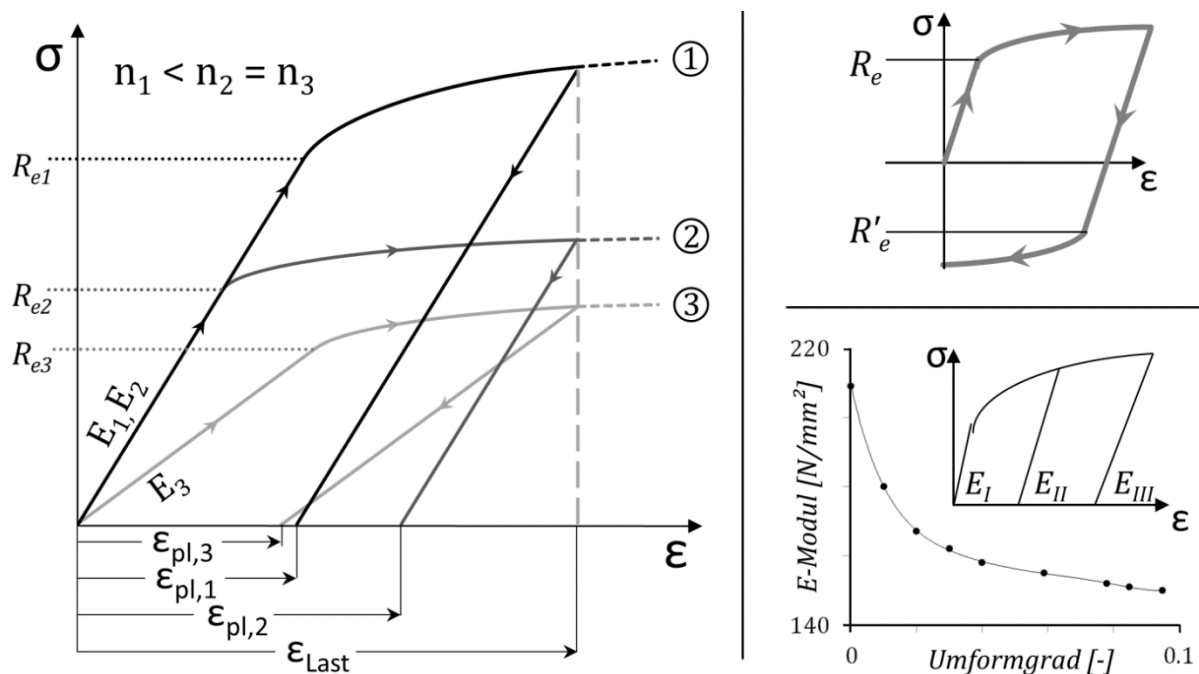


Abb. 2-14: links: unterschiedliche Rückfederung verschiedener Werkstoffe im Spannungs-Dehnungs-Diagramm, rechts oben: Bauschinger-Effekt, rechts unten: E-Modul-Degeneration eines DP780 nach Daten von Kardes Sever et al. [Kar12].

Die rechte Seite von Abbildung 2-14 zeigt zwei weitere werkstoffseitige Einflussfaktoren auf die Rückfederung: den Bauschinger-Effekt (oben) und die E-Modul-Degeneration (unten). Den Bauschinger-Effekt kennzeichnet ein Herabsetzen des Betrags der Streckgrenze nach einer Umkehr der Belastungsrichtung [Bau86]. Han et al. beschreiben für verschiedene Stahlsorten eine Zunahme des Effektes mit zunehmender Festigkeit [Han05]. Auswirkungen auf die Rückfederung in Biegeversuchen beobachteten Gau und Kinzel jedoch nur für eine Aluminiumlegierung. Bei den ebenfalls getesteten Stahlsorten war der Effekt vernachlässigbar [Gau01]. Cleveland und Gosh berichten von Unterschieden zwischen der Rückfederung und der

elastischen Dehnung in Zug- und Schichtstauchversuchen in einer Höhe von 10-20 % und erklären diese durch mikroplastische Vorgänge während der Entlastung [Cle02]. In ihrer Rückfederungsberechnung berücksichtigen sie dies durch eine Anpassung des E-Moduls. Auf einer solchen Anpassung basiert auch die Modellierung des Schädigungsverhaltens von Werkstoffen nach Lemaitre und Desmorat [Lem05]. Da der Entlastungsmodul dabei kleiner ist als der anfängliche E-Modul, spricht man von „E-Modul-Degeneration“. Der Effekt nimmt mit zunehmender Dehnung des Werkstoffs zu, fällt bei einer zweiachsigen Zugbelastung (wie bei der HBU) jedoch deutlich geringer aus als im Zugversuch [Cle02].

Prozesseitige Einflussfaktoren

Eine Rückfederung erfolgt nach jeder Kaltumformung. Besonders deutlich tritt sie jedoch beim Biegen zu Tage. Am Beispiel des plastischen Biegebalkens lässt sich aufzeigen, wie durch den Übergang vom reinen Biegen zum Streckbiegen die Veränderung der Randbedingungen Einfluss auf die Rückfederung nimmt. Abbildung 2-15 zeigt hierzu ein Segment eines Balkens mit rechteckigem Querschnitt und der Ausgangslänge l_0 , der um einen Winkel α gebogen wird. Zur Berechnung der Dehnungen kann nach Oehler in erster Näherung davon ausgegangen werden, dass Querschnitte, die im geraden Balken senkrecht zur Mittelachse stehen, dies auch nach der Biegung noch tun (Annahme von Bernoulli) [Oeh63]. Für diesen Fall ergibt sich mit der Querschnittskoordinate z und dem Krümmungsradius der Biegung R das Dehnungsprofil des Balkenquerschnitts zu

$$\varepsilon(z) = \frac{l(z) - l_0}{l_0} = \frac{\alpha(R + z) - \alpha R}{\alpha R} = \frac{z}{R}. \quad (2-14)$$

Die dehnungsneutrale Faser ($\varepsilon = 0$) liegt für diesen Balken genau in der Balkenmitte ($z = 0$). Mit einem Materialmodell lässt sich das Dehnungsprofil in ein Spannungsprofil überführen. Das Modell in Gleichung 2-15 nutzt dazu das Hook'sche Gesetz für den elastischen Bereich ($-\varepsilon_f < \varepsilon \leq \varepsilon_F$) und einen Exponentialansatz für den plastischen Bereich ($|\varepsilon| \geq |\varepsilon_F|$). Darin sind σ_F die Spannung und ε_F die Dehnung bei Fließbeginn. Oberhalb der Fließgrenze beschreiben der Exponent n_t und der Faktor a das plastische Verhalten. Vereinfachend werden nur die Spannungen und Dehnungen in Balkenlängsrichtung betrachtet. Alle Größen der Gleichung sind also Skalare. Die Verwendung von Exponentialansätzen für den plastischen Bereich wurde basierend auf der Vorarbeit von Ludwik [Lud09] von Hollomon [Hol45] etabliert. Üblicherweise nutzen diese Ansätze den logarithmischen Umformgrad φ zur Beschreibung der Dehnungen (mit $\varphi = \ln(l/l_0)$). Da das

Hook'sche Gesetz jedoch die technische Dehnung ε (mit $\varepsilon = (l - l_0)/l_0$) verwendet, wird der Exponentialansatz in Gleichung 2-15 so formuliert, dass er dieselbe Dehnungsgröße nutzt. Da er in diesem Fall andere Werte annimmt, erhält der Verfestigungsexponent den Index t (für technische Dehnung).

$$\sigma = \begin{cases} -a(-\varepsilon - \varepsilon_F)^{n_t} - \sigma_F & \varepsilon \leq -\varepsilon_f \\ \varepsilon E & -\varepsilon_f < \varepsilon \leq \varepsilon_F \\ a(\varepsilon - \varepsilon_F)^{n_t} + \sigma_F & \varepsilon \geq \varepsilon_F \end{cases} \quad (2-15)$$

Die zweite Reihe von Abbildung 2-15 zeigt mit dieser Gleichung ermittelte Spannungsprofile des Biegebalkens für die drei untersuchten Fälle. Beim rein elastischen Biegen ist dieses Profil wie das Dehnungsprofil linear. Nach der Entlastung (3. Reihe) federt jede Faser vollständig zurück. Überschreiten die Dehnungen während der Biegung die Elastizitätsgrenze, breiten sich von den Randfasern her zwei plastische Bereiche aus. Für Fasern in diesen Bereichen ist der Anteil der elastischen Dehnung an der Gesamtdehnung von der Entfernung zur neutralen Faser abhängig und damit für jede Faser unterschiedlich. Während der Rückfederung stellt sich in diesem Fall ein Gleichgewicht der resultierenden Restspannungen ein.

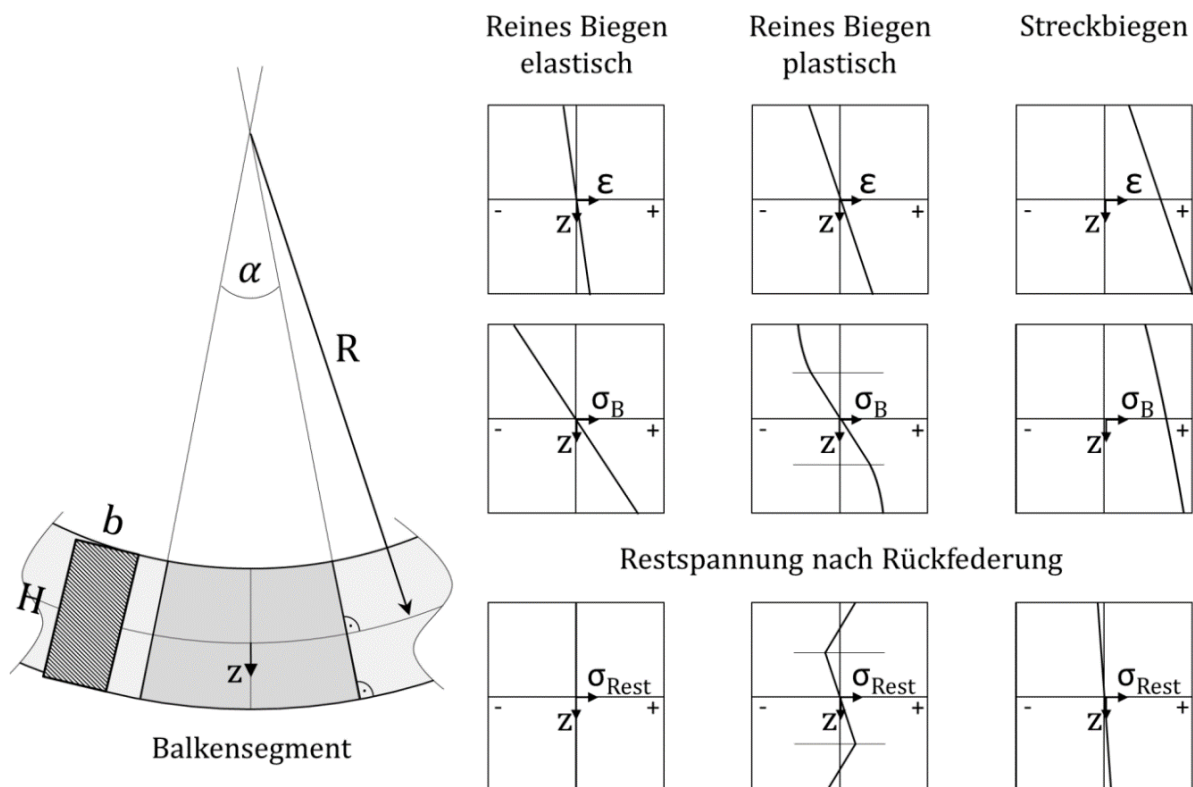


Abb. 2-15: Modell des plastischen Biegebalkens: Dehnung einer Balkenfaser in Längsrichtung ε , Spannung unter Last σ_B , Restspannung σ_{Rest} .

Das Biegemoment, das zur angenommenen Krümmung des Balkens erforderlich ist, lässt sich in beiden Fällen durch Integration des Spannungsprofils über den Querschnitt angeben:

$$M_B = \int_{-H/2}^{+H/2} \sigma(z) \cdot z \, dz. \quad (2-16)$$

Nach Lange et al. kann aus diesem Moment und der Krümmung des Balkens im belasteten Zustand, die Krümmung nach der Rückfederung berechnet werden [Lan90]. Das Moment, welches benötigt wird, um den Balken in seiner Krümmung zu halten, wird demnach alleine durch die elastischen Anteile der Dehnung bestimmt, denn die plastisch verformten Bereiche üben keine Rückstellkraft aus. Mit anderen Worten, der elastische Anteil der Krümmung bestimmt das momentan anliegende Moment. Die elastische Krümmung (κ_{el}), die ein gegebenes Biegemoment erzeugt, kann nach der klassischen Biegetheorie angegeben werden:

$$\kappa_{el} = \frac{M_B}{EI}. \quad (2-17)$$

Lange et al. ziehen diese Krümmung von der Krümmung des Balkens unter Last (R_1^{-1}) ab und gelangen zur bleibenden, plastischen Krümmung nach der Rückfederung (R_2^{-1}):

$$\frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1} - \frac{M_B}{EI}. \quad (2-18)$$

Ihre Vorgehensweise ähnelt der von Proska [Pro58], der zusätzlich noch Querdehnungseffekte berücksichtigt.

Im dritten in Abbildung 2-15 dargestellten Fall wurde dem Biegemoment eine Zugdehnung überlagert (Streckbiegen). Hierdurch verschiebt sich die dehnungsneutrale Faser in Richtung der Innenseite der Krümmung, bis sie bei ausreichend hohem Streckziehanteil außerhalb des Balkenquerschnitts liegt. Alle Dehnungen und Spannungen entlang des Querschnitts haben nun das gleiche Vorzeichen. Ein Moment zur Aufrechterhaltung der Krümmung ist nur noch dann erforderlich, wenn der Werkstoff eine Verfestigung aufweist. Andernfalls ist der Betrag der elastischen Dehnung entlang des gesamten Querschnitts gleich. In letzterem Fall findet überhaupt keine Rückfederung statt, im ersten Fall nur noch entsprechend des Momentes, das aus der Verfestigung resultiert.

Die Überlagerung von Streckziehanteilen reduziert somit die Rückfederung. Schmoeckel und Beth wiesen diesen Effekt in Streckbiegeversuchen nach

[Sch93]. Ihr Interesse galt dabei der Frage, ob der Zeitpunkt der Zugüberlagerung während des Biegevorgangs ebenfalls einen Einfluss hat. Den Streckziehanteil stellten sie in ihren Experimenten über die Klemmkraft eines Niederhalters beim Biegen im Gesenk ein. Für alle getesteten Niederhalterkraftverläufe konnten sie dieselbe Rückfederung nachweisen, solange die maximale Abstreckung gleich war und zu Prozessende vorlag.

Rückfederungskompensation

Abbildende Werkzeuge wie eine Matrize können so gestaltet werden, dass das Werkstück zunächst „überformt“ wird und erst während der Entlastung in die Sollkontur zurückfedert. Diese Vorgehensweise wird als Rückfederungskompensation bezeichnet. Yang und Ruan geben einen Überblick über die dabei gängigen Vorgehensweisen [Yan11c]. In der Praxis hat sich ihren Ausführungen zufolge ein Vorgehen etabliert, bei dem die Matrizenkontur auf Basis der Verschiebungen während der Rückfederung angepasst wird („Displacement-Adjustment-Methode“, DA). Ausgehend von einer Matrize mit der Sollkontur des zu fertigenden Teils werden dabei die rückfederungsbedingten Formabweichungen simuliert und aus diesen eine neue Matrizenform abgeleitet. Da sich hierdurch auch die Rückfederung ändert, wird der Vorgang so lange wiederholt, bis die Formabweichungen innerhalb definierter Grenzen liegen. Gleichung (2-19) fasst dieses iterative Vorgehen zusammen. Darin ist C^{j+1} das Ergebnis der Anpassung der Matrizenform, das auf der Auswertung der j-ten Simulation Q^j mit der Zielgeometrie Z beruht. Alle Größen dieser Gleichung sind Matrizen.

$$C^{j+1} = C^j - (Q^j - Z). \quad (2-19)$$

Die Matrix Z ordnet jedem der n Knoten der Werkstückoberfläche mit Werkzeugkontakt eine Sollposition nach der Umformung zu. Nach Ermittlung der Abweichungen der Knoten von dieser Position wird die Werkzeugform an n korrespondierenden Stellen angepasst. Yang und Ruan vergleichen die Auswirkung verschiedener Richtungsvektoren dieser Anpassung für das konventionelle Tiefziehen mit Stempel (Abb. 2-16). Welcher Vektor mit den wenigsten Iterationen auf ein akzeptables Ergebnis führt, hängt von der ursprünglichen Rückfederung ab. Kommt es dabei zu großen Verschiebungen, wie z. B. bei der Verarbeitung höherfester Stähle, favorisieren Yang und Ruan unter den in der Praxis anzutreffenden Ansätzen die Reverse-Displacement-Methode (RD-Methode), also die Anpassung entlang der Richtung der beobachteten Verschiebung während der Rückfederung (Vektor \overrightarrow{ab} in Abb. 2-16). Gegenüber Korrekturvektoren in Blechnormalenrichtung (\overrightarrow{bg} und \overrightarrow{ad})

sowie in Stempelrichtung (\overrightarrow{af}) zeichnet sich dieses Vorgehen durch eine höhere Genauigkeit und eine geringere Anzahl benötigter Iterationen aus. [Yan11c]

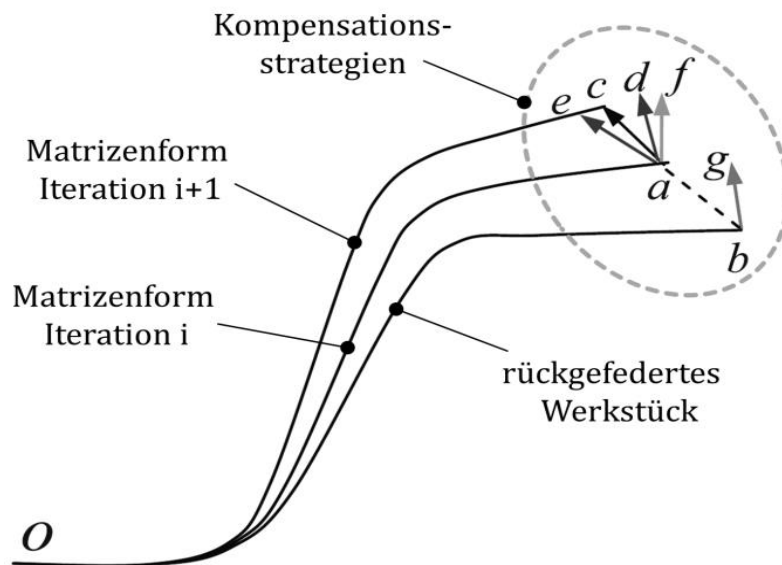


Abb. 2-16: Kompensationsstrategien nach Yang und Ruan [Yan11c].

2.3.5 Methoden zur Halbzeugauslegung für Tiefziehprozesse

Die exakte Positionierung von Rippen entlang eines vorgegebenen Verlaufs auf dem Fertigteil ähnelt dem Problem der Schweißnahtpositionierung bei der Umformung von Tailor Welded Blanks (TWB) und der Ermittlung von Platinezzuschnitten für das Tiefziehen. Genau wie in diesen Fällen ist es auch bei der Rippenblechumformung unwahrscheinlich, dass eine nach empirischen Formeln ermittelte Startgeometrie genau das anvisierte Ergebnis trifft. Ansätze zur Lösung dieses Problems umfassen einfache geometrische Mapping Verfahren [Yan08], iterative Lösungen [Ham09, Son03] und inverse Finite Elemente Ansätze [Ku05, Lee98]. Zur Positionierung von Rippen auf Rippenblechhalbzeugen stellt Kapitel 9 dieser Arbeit eine iterative Vorgehensweise vor. Das grundsätzliche Vorgehen der iterativen Verfahren ist meist ähnlich. Nach einer Simulation des Umformprozesses wird für jeden Knoten der zu positionierenden Kontur (Schweißnaht oder Kante des Blechzuschnitts) ein Positionierungsfehler, also eine Abweichung von der Sollkontur, ermittelt. Aus diesem Fehler und ggf. zusätzlichen Informationen wie Dehnungspfaden und Geschwindigkeiten werden Richtung und Betrag einer Korrektur des betreffenden Knotens für den Beginn der nächsten Umformsimulation errechnet. Da die veränderte Ausgangsform zu einem ebenfalls veränderten Umformvorgang führt, muss das Vorgehen solange

wiederholt werden, bis eine definierte Fehlergrenze unterschritten ist. Zwei anschauliche Beispiele dieser Vorgehensweise liefern Hammami et al. mit ihrem Push-Pull-Verfahren [Ham09] sowie Son und Shim mit ihrem INOV-Algorithmus (Initial NOdal Velocity) [Son03].

Push-Pull

Hammami et al. entwarfen den Push-Pull-Algorithmus zur Berechnung von Platinenzuschnitten, die nach der Umformung auf eine vorgegebene Kontur des Flansches führen. Den Positionierungsfehler der Platinenkante ermittelt der Algorithmus nach der in Abbildung 2-17 links dargestellten Vorgehensweise. Durch die Startposition eines betrachteten Knotens (X_{init}) und seine Position am Ende der Umformung (X_{final}) legt er eine Gerade und bestimmt deren Schnittpunkt mit der Sollkontur (X_{inter}). Aus den Punkten X_{final} und X_{inter} ermittelt er Betrag und Richtung der Abweichung als den Vektor zwischen diesen beiden Punkten. Für die nächste Iteration wird die Startposition des zugehörigen Knotens auf der Bandkante ($X_{init(i+1)}$) um genau diesen Vektor verschoben. Die Anwendung des Algorithmus auf alle Knoten der Blechkante führt auf den neuen Zuschnitt für die nächste Iteration. Dabei besteht die Möglichkeit einer Überkompensation des Fehlers, die zu einer Abweichung in der entgegengesetzten Richtung führt. Um eine Oszillation der Iterationen um die gesuchte Lösung zu vermeiden, enthält der Korrekturterm des Algorithmus einen Dämpfungsfaktor (ζ). [Ham09]

INOV (Initial Nodal Velocity)

Die Korrektur des Startwertes in Richtung der Abweichung und die lineare Interpolation zwischen Start- und Endposition implizieren die Annahme eines linearen Dehnungspfades. Für viele Umformprozesse ist dies nicht gerechtfertigt. Beispielsweise kann ein Punkt innerhalb des Flansches beim Tiefziehen durch eine Krümmung der Ziehkante seitlich abgelenkt werden. Derlei Effekte berücksichtigt der INOV-Algorithmus von Son und Shim (Abb. 2-17 rechts) [Son03]. Dieser legt zu beliebigen Zeitpunkten innerhalb der Simulation durch den betrachteten Knoten und seine beiden Nachbarknoten einen Kreis. Der normierte Richtungsvektor vom betrachteten Knoten zum Kreismittelpunkt wird als lokale Richtung des Dehnungspfades interpretiert (mit den Bezeichnungen R^n zu Prozessbeginn und r^n zu Prozessende). Der Algorithmus ermittelt nun die Abweichung (ε^n) der Endposition (x^n) des betrachteten Knotens von der Sollkontur entlang der Richtung des Dehnungspfades zum Prozessende (r^n). Die Korrektur der Startposition für die nächste Iteration ($X^n_{(i+1)}$) erfolgt entlang des Dehnungspfades zu Prozessbeginn (R^n). Den Betrag der Korrektur ermittelt der Algorithmus aus

dem Betrag der ermittelten Abweichung ($|\varepsilon^n|$) und dem Quotienten aus der Anfangsgeschwindigkeit des Punktes und der Gesamtlänge des Dehnungspfades verrechnet mit zwei vom Benutzer einzustellenden Parametern ($\Gamma^n = \Gamma^n(\beta_1, \beta_2)$). [Son03]

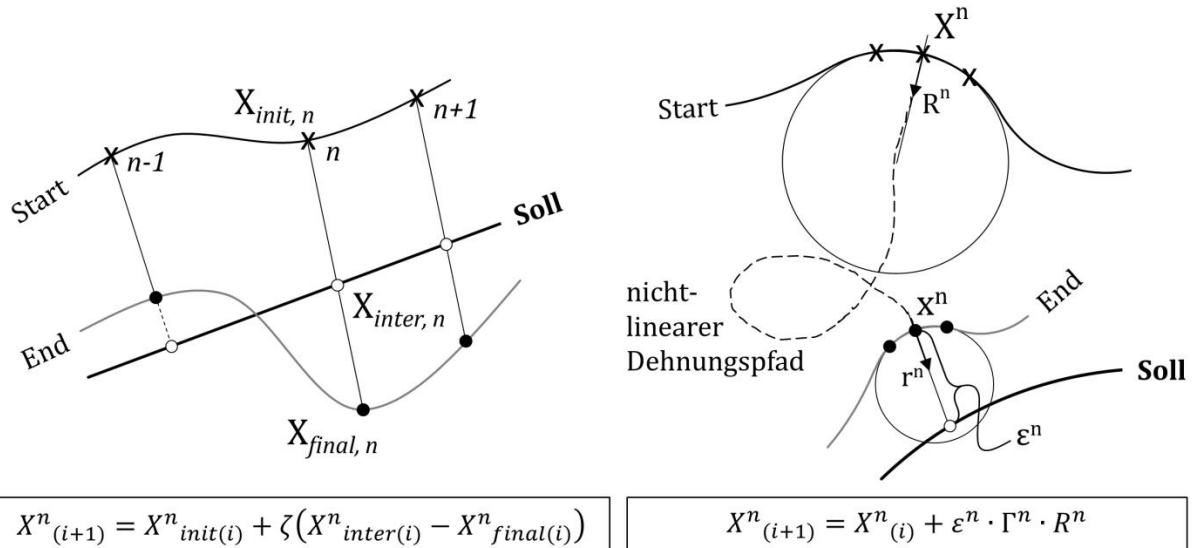


Abb. 2-17: Vergleich verschiedener Korrekturalgorithmen, links: „Push/Pull“ von Hammami et al. [Ham09], rechts: „INOV“ von Son und Shim [Son03].

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Rippenblechbauweise ist ein etabliertes Prinzip des konstruktiven Leichtbaus. Sie findet Anwendung in der Luft- und Raumfahrttechnik sowie im Fahrzeugbau und wird erfolgreich zur Gewichtsreduktion und zur Verbesserung des Bauteilverhaltens flächiger Tragstrukturen eingesetzt. Ihre besonderen Vorteile ergeben sich aus der Möglichkeit, Rippen entsprechend der vorherrschenden Lastsituation anzuordnen und die Verrippung einer Tragstruktur mit deren mehrachsiger Krümmung zu kombinieren.

Gleichzeitig stellen genau diese Eigenschaften für die Fertigung eine Herausforderung dar, sodass für die Produktion mehrachsig, stark gekrümmter Rippenbleche aus Stahl mit Nebenformen in mittleren bis großen Serien bisher eine praktikable Vorgehensweise fehlt.

Als vielversprechenden Ansatz stellten Groche und Ertugrul eine Prozesskette aus Laserschweißen und Hochdruck-Blechumformung vor [Gro08]. Beide Prozesse sind in der Industrie etabliert und werden sicher beherrscht. Sie ermöglichen die Verarbeitung von Stahl und eignen sich prinzipiell für eine Mittel- bis Großserienproduktion. Für die Verarbeitung von Rippenblech bietet die HBU den Vorteil, dass die Druckseite des Werkstücks keinen Kontakt zu starren Werkzeugteilen hat. Rippen finden hier während der Umformung problemlos Platz. Im Vergleich mit anderen Verfahren der Rippenblechumformung zeichnet sich die HBU durch eine große Formenvielfalt, gute Automatisierbarkeit und niedrige Stückkosten bei akzeptablen Taktzeiten aus.

Eine Herausforderung bei der Umsetzung dieses Ansatzes ist das gegenüber ebenen Blechen veränderte Umformverhalten. Als zusätzliche Versagensarten der HBU, die mit der Verarbeitung von Rippenblech einhergehen, schlagen das Bersten der Bleche nahe den Rippenenden, das Beulen der Rippen während der Umformung und die Fehlpositionierung der Rippen auf dem fertigen Bauteil zu Buche. Allesamt stehen in Verbindung mit der erreichbaren Ziehtiefe und schränken so das herstellbare Bauteilspektrum ein. Als viertes Problemfeld ergab die Recherche im Rahmen dieser Arbeit einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss der Rippen auf die Rückfederung.

3.1 Zielsetzung

Das Ziel der vorliegenden Arbeit, das sich aus dieser Ausgangssituation ableitet, ist es, die HBU von Rippenblech mit ihren speziellen Prozessgrenzen und Versagensarten besser beherrschbar zu machen, um damit künftig ihren Einsatz in der industriellen Praxis zu vereinfachen. Als Teilziele wurden hierzu folgende sechs Fragestellungen formuliert:

- 1) Wie muss eine Rippenkonstruktion gestaltet werden, um einen Flächenträger optimal zu versteifen und welche **Randbedingungen für die weitere Entwicklung** der HBU von Rippenblech lassen sich hieraus ableiten?
- 2) Wie kann die HBU von Rippenblech in der **numerischen Simulation** mit der Finite-Elemente-Methode realitätsnah abgebildet werden, um eine zuverlässige Prozessauslegung unter Berücksichtigung der speziellen Versagensarten zu ermöglichen?
- 3) Wie lässt sich die **Kerbwirkung von Rippen** während der Umformung quantifizieren? Können hieraus Gestaltungsrichtlinien abgeleitet werden, die einem vorzeitigen Versagen durch Bersten am Rippenende entgegenwirken?
- 4) Kann bereits während der Produktentwicklung aus den geometrischen Proportionen eines Rippenblechbauteils auf ein Versagen durch **Rippenbeulen** während der Umformung geschlossen werden? Gibt es Gegenmaßnahmen, die eine solche Beulgrenze in Richtung günstigerer Geometrien verschieben?
- 5) Wie beeinflussen Rippen die **Rückfederung** von Rippenblech nach der HBU und lässt sich diese mit bekannten Methoden der Rückfederungskompensation beherrschen?
- 6) Wie müssen Rippen vor der Umformung auf Rippenblechhalbzeugen positioniert werden, um durch eine gegebene HBU eine gewünschte **Form und Lage** auf dem Fertigteil zu erreichen?

3.2 Vorgehensweise

Zur Beantwortung dieser Fragen wurden folgende Vorgehensweisen gewählt:

zu 1) Die Modalanalyse eines mehrachsig gekrümmten Testbauteils quantifiziert beispielhaft die Versteifung durch Rippen gegen unterschiedliche Verformungen. Gestaltungshinweise für Rippenkonstruktionen ergeben sich zudem aus der Betrachtung der Flächenträgheits- und Widerstandsmomente des Rippenquerschnitts. Hinweise zur optimalen Anordnung von Rippen auf

dem Blech liefert eine Arbeit von Göllner et al. [Goe12]. Für die weitere Entwicklung der HBU erlauben diese drei Ansätze eine erste Abschätzung des Spektrums erstrebenswerter Zielgeometrien. Diesbezügliche Ergebnisse beschreibt Kapitel 4.

zu 2) Kapitel 5 erläutert, wie sich verschiedene Modellierungsansätze und Lösungsverfahren auf die Abbildungsqualität und Effizienz der numerischen Simulation der HBU von Rippenblech mit der Finite-Elemente-Methode auswirken.

zu 3) Kapitel 6 führt das Konzept der dehnungsbasierten Kerbformzahl ein. Zugversuche und hydraulische Tiefungsversuche sowie deren numerische Simulation zeigen darauf aufbauend, wie und unter welchen Umständen eine Gestaltung der Rippenenden deren Kerbwirkung während der Umformung positiv beeinflussen kann.

zu 4) HBU-Experimente mit variabler Geometrie und unterschiedlichen Steuerkurven für Wirkmediendruck und Schließkraft ermöglichen die Entwicklung und Validierung der in Kapitel 5 beschriebenen Modelle der numerischen Simulation. Parameterstudien auf deren Basis sowie eine analytische Betrachtung der Rippendehnung führen auf eine Beulgrenze in Abhängigkeit von Rippenhöhe und Formradius. Als Maßnahme gegen das Rippenbeulen wird experimentell die Möglichkeit nachgewiesen, diese Grenze durch eine zeitlich veränderliche Schließkraft zu verschieben. Die Ergebnisse dieser Untersuchung beschreibt Kapitel 7.

zu 5) Vergleichende, theoretische Vorbetrachtungen der Rückfederung einzelner Rippen und ebener Bleche, dargelegt in Kapitel 8, offenbaren, unter welchen Umständen es zu einem Einfluss der Rippen auf die Rückfederung kommt. Experimente und numerische Simulationen erlauben die Messung und Berechnung der tatsächlich auftretenden Rückfederung einer exemplarischen Zielgeometrie. Hierauf aufbauend kann die Anwendbarkeit einer Kompensationsmethode nach Yan und Ruan [Yan11c] auf Rippenbleche getestet werden.

zu 6) Auf Basis der Simulationsmodelle wird ein iterativer Algorithmus entwickelt und getestet, der ohne vom Benutzer einzustellende Beiwerte oder Dämpfungsfaktoren eine Vorpositionierung von Rippen auf Rippenblechhalbzeugen durchführt. Seine Anwendung auf verschiedene Testfälle und die Robustheit der erzielten Auslegungsergebnisse gegenüber schwankenden Materialeigenschaften beschreibt Kapitel 9.

3.3 Materialien und Versuchseinrichtungen

3.3.1 Zielgeometrien der HBU mit Rippenblech

Die experimentelle HBU mit Rippenblech im Rahmen dieser Arbeit erfolgte mit den drei in Abbildung 3-1 dargestellten Formen.

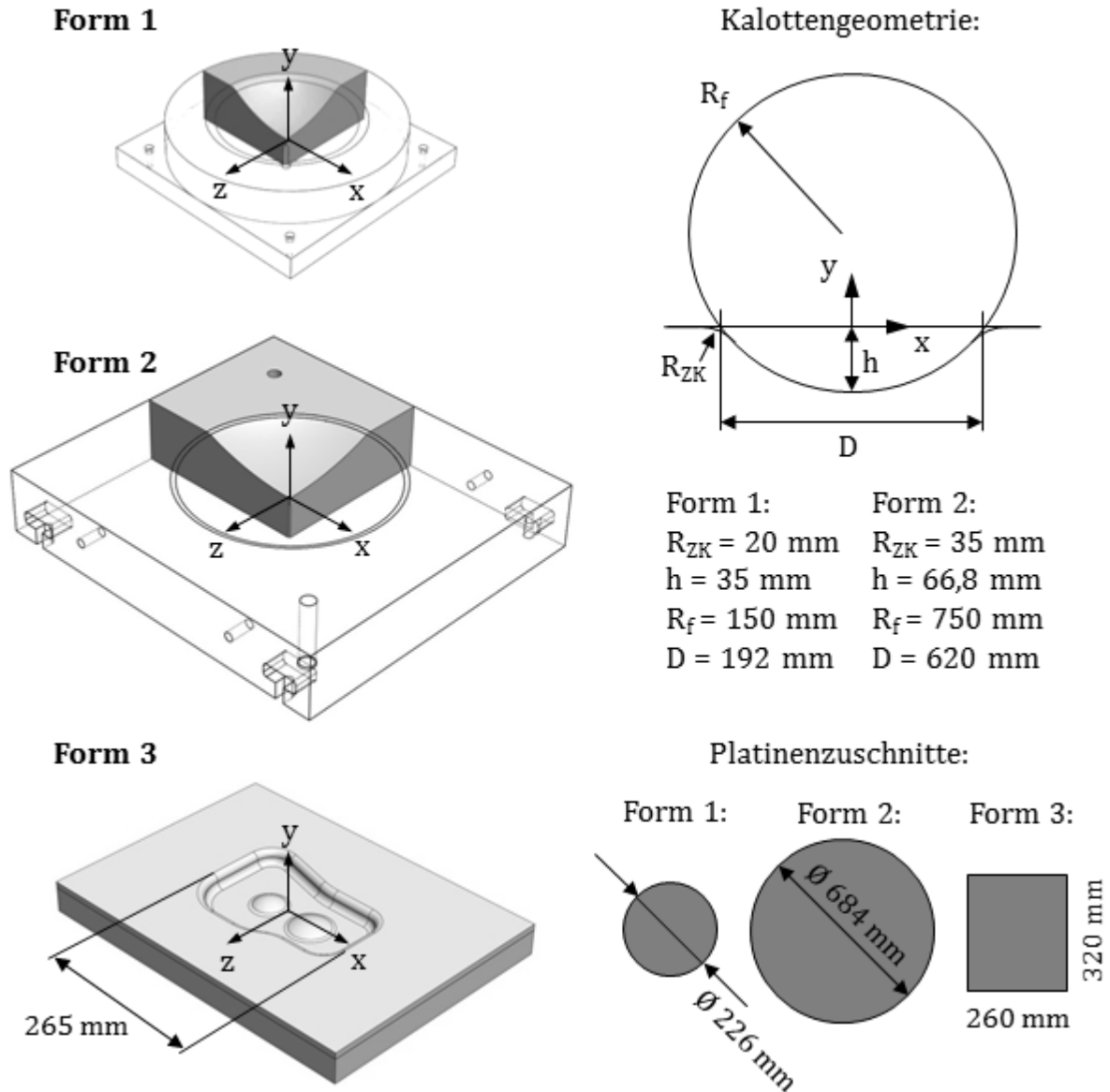


Abb. 3-1: Zielgeometrien der HBU im Rahmen der vorliegenden Arbeit.

Die Frage nach dem Einfluss einer Zielgeometrie auf die untersuchten Fragestellungen muss grundsätzlich für jede Matrizenform neu gestellt werden. Eine Gemeinsamkeit aller Formen ist jedoch der zumindest bereichsweise, annähernd kugelförmige Dom, der sich während der freien Aufweitung ausbildet. Die Vorgänge während dieser Phase der HBU sind insbesondere im Zusammenhang mit der maximal erreichbaren Ziehtiefe und dem Beulverhalten der Rippen von Interesse. Die Formen 1 und 2 bestehen daher jeweils aus einem Kugelsegment (Kalotte), das in seiner Form einem

Dom während der freien Aufweitung nachempfunden ist. Im Gegensatz zu diesem stellen die Formen jedoch durch das Anlegen des Werkstücks an die Matrizenoberfläche einen einfach zu reproduzierenden Zustand dar. Durch einen Ziehkantenradius R_{ZK} gehen die Kalotten jeweils in eine ebene Werkzeugtrennfläche über. Beide Formen unterscheiden sich dabei in ihren Ziehkantenradien sowie ihren Formradien R_f , ihren Ziehtiefen h und ihren Öffnungsdurchmessern D . Form 3 stellt einen Spezialfall dar, der die Entwicklung und den Test des Positionierungsalgorithmus unter realitätsnahen Bedingungen erlaubt. Die asymmetrische Form verfügt über positive und negative Krümmungen der Ziehkante sowie zwei kreisrunde, domförmige Nebenformen. Eine bemaßte Darstellung enthält Anhang 11.1.

3.3.2 Anlagen und Prüfstände zur Rippenblechumformung

Die zu den Formen gehörenden Werkzeuge wurden entsprechend ihrer unterschiedlichen Größen auf zwei verschiedenen hydraulischen Pressen betrieben. Für die Untersuchungen zur Kerbwirkung wurden zusätzlich Zugversuche und hydraulische Tiefungsversuche (HTV) durchgeführt.

50t-Pressen

Das Werkzeugsystem zur HBU mit Form 1 wurde auf einer hydraulischen Presse betrieben, die am PtU zu Forschungs- und Lehrzwecken entwickelt und aufgebaut wurde (50t-Pressen). Die zweifachwirkende Presse verfügt über zwei hydraulische Stempel mit einer Nennkraft von 430 kN und einen über vier Zylinder angetriebenen Niederhalter mit einer Nennkraft von 220 kN. Durch deren kombinierten Einsatz erlaubt die Presse eine maximale Schließkraft von ca. 500 kN (begrenzt durch die maximale Leistung des versorgenden Hydraulikaggregats). Eine zusätzliche Druckversorgung von maximal 100 bar ermöglicht die wirkmedienbasierte Umformung. Den Aufbau der Anlage zeigt Abbildung 3-2 links. Sowohl der Druck des Stempelzylinders als auch der Druck der vier Niederhalterzylinder sind über eine Steuerung zeitlich variierbar. Somit erlaubt die 50t-Pressen eine zeitlich variierende Schließkraft während der HBU.

3000t-Pressen

Je größer die effektiv druckbeaufschlagte Fläche eines Werkstücks ist, desto größer wird auch die erforderliche Schließkraft, die ein ungewolltes Öffnen des Werkzeugs während der HBU verhindert. Für die Formen 2 und 3 war neben dem zur Verfügung stehenden Einbauraum auch die maximale Schließkraft der 50t-Pressen unzureichend. Für die Umformung mit diesen Formen kam daher eine hydraulische 3000t-Pressen mit IHU-Aggregat zur Anwendung (Abb.

3-2 rechts). Mit insgesamt 10 Plungerzylindern und drei Differentialzylindern brachte diese auch bei einem maximal eingesetzten Wirkmediendruck von 400 bar die nötigen Schließkräfte auf. Die zugehörige Pressensteuerung erlaubt jedoch keine variablen Schließkraftverläufe.

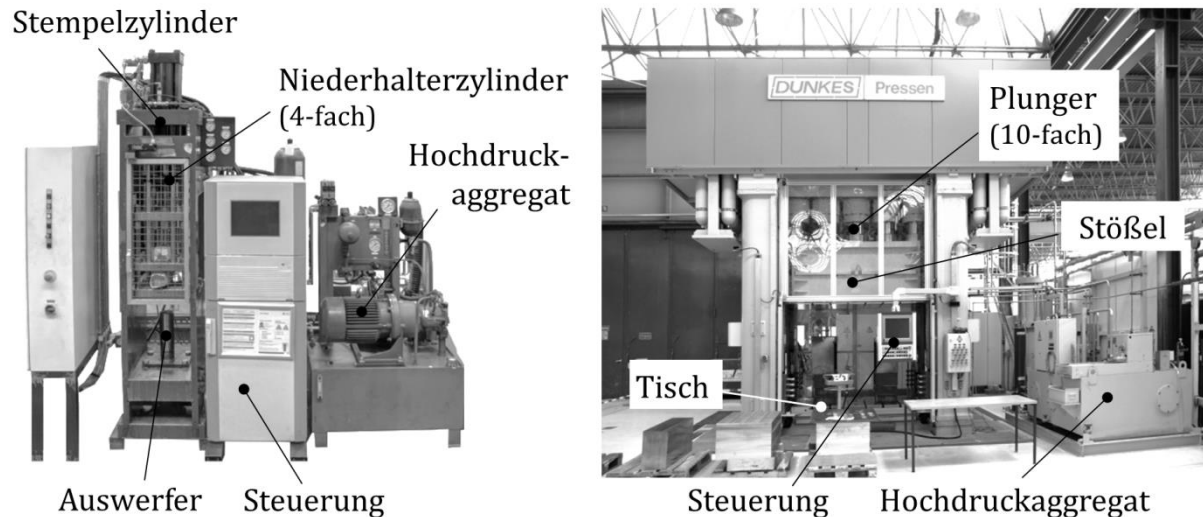


Abb. 3-2: Links: 50t-Pressen (Eigenbau des PtU), rechts: 3000t-Pressen (Dunkes).

Zugversuch und hydraulischer Tiefungsversuch

Für die Zugversuche stand eine Zug-Druck-Prüfmaschine des Herstellers Zwick-Roell (Modell: Z100) mit einer maximalen Prüfkraft von 100 kN zur Verfügung. Die Messung der Probenlänge kann mit dieser wahlweise über den Traversenweg oder per Videoextensiomter erfolgen. Den verwendeten Aufbau des hydraulischen Tiefungsversuchs (HTV) zeigt Abbildung 3-3.

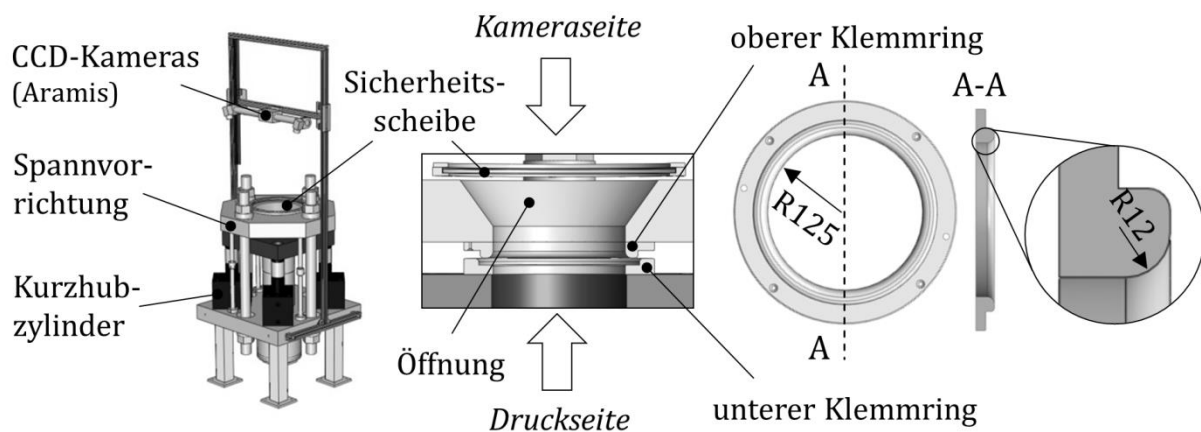


Abb. 3-3: Aufbau des hydraulischen Tiefungsversuchs (HTV) am PtU.

Während des Versuchs wird ein Blech zwischen dem oberen und unteren Klemmring fest eingespannt und von einer Seite über ein flüssiges Wirkmedium mit Druck beaufschlagt. Der Versuch ähnelt der freien Aufweitung einer HBU ohne Flanscheinzug und führt im Blech auf eine zweiachsige

Streckziehbelastung. Anstelle einer Matrize verfügt der Aufbau über eine kreisrunde Öffnung, die einen freien Zugang zur Außenseite der Probe erlaubt. Der sich bis zum Bersten des Bleches ausbildende Dom wird über diesen Zugang während des Versuchs optisch vermessen (s. Kap. 3.3.3). Zur Aufnahme von Fließkurven werden der Vergleichsumformgrad am Dompol und der momentane Druck ausgewertet [Pan59].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erlaubte die Zugänglichkeit des Werkstücks den Einsatz des HTV zur online-Messung der Kerbwirkung von Rippen während der Umformung. In gleicher Weise wurde der Zugversuch eingesetzt. Darüber hinaus kamen in den Simulationen mit diesen beiden Versuchen ermittelte Materialdaten zum Einsatz (s. Kap. 3.3.4).

3.3.3 Messgrößen, -mittel und -methoden

Messgrößen, die während und nach den experimentellen Untersuchungen erfasst wurden, waren die Dehnung der Blechoberfläche, die geometrische Form der erzeugten Bauteile sowie im Fall der Modalanalyse die Beschleunigung eines Referenzpunktes der schwingenden Probe. Für die optische Dehnungsmessung kamen die Systeme Argus und Aramis der Gesellschaft für optische Messtechnik mbH (GOM) zum Einsatz. Vom gleichen Hersteller stand das System Atos III zur Vermessung der Bauteilgeometrie zur Verfügung. Weitergehende Spezifikationen der verwendeten GOM-Systeme finden sich in [Gom11]. Zusätzlich zu den hier dargestellten Messverfahren beschreibt Kapitel 7.2.1 die „händische“ Messung der Welligkeit gebeulter Rippen mittels Fotografie und Bildverarbeitungssoftware.

Optische Dehnungsmessung mit GOM Argus

Zur optischen Dehnungsmessung mit dem Argus System wird die Oberfläche eines Bleches vor der Umformung mit einem regelmäßigen Punktraster versehen. Dieses kann elektrolytisch oder per Siebdruckverfahren aufgebracht werden. Während der Umformung folgen die Rasterpunkte der Deformation der Blechoberfläche. Diese wird anschließend mit einer hochauflösenden Kamera (in dieser Arbeit: 5 Megapixel, Polarisationsfilter, Objektiv mit 50 mm Brennweite) zusammen mit einem Maßstab und mehreren Markern aus verschiedenen Winkeln fotografiert. Während der rechnerbasierten Auswertung erkennt die zugehörige Software Marker und Maßstab und kann so die einzelnen Bilder einander zuordnen. Über Triangulation werden die Positionen der einzelnen Punkte im Raum, ihre Abstände zueinander und damit die lokalen Dehnungen der Blechoberfläche ermittelt. Unter Annahme einer Volumenkonstanz des verwendeten Werkstoffs ermittelt die Software

hieraus den Umformgrad in Dickenrichtung. Die Genauigkeit des Systems hängt von der Feinheit des aufgedruckten Punktrasters ab. Feinere Netze erlauben eine höhere Auflösung, führen aber während der Auswertung häufig zu Schwierigkeiten, indem einzelne Rasterpunkte zu wenige Pixel eines aufgenommenen Bildes belegen und in der Folge von der Software nicht mehr erkannt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Raster mit einem Punktabstand von 1 mm elektrolytisch aufgebracht.

Optische online-Dehnungsmessung mit GOM Aramis

Das Aramis-System ähnelt dem Argus-System, nutzt jedoch anstelle eines Punktrasters ein stochastisches Muster und nimmt die Blechoberfläche gleichzeitig mit zwei Kameras auf. Das stochastische Muster kann beispielsweise durch eine weiße Grundierung und anschließendes unregelmäßiges Besprühen aus größerer Entfernung mit einem schwarzen Lack aufgebracht werden. Die Aufnahme mit zwei Kameras erzeugt ein Stereobild, welches eine direkte Triangulation der detektierten Messpunkte erlaubt, ohne dass wie beim Argus-System das Kamerasystem dazu umpositioniert werden muss. Aramis ermöglicht somit eine schnelle Folge von Aufnahmen und damit die optische Dehnungsmessung zu verschiedenen Zeitpunkten während der Umformung. Das Kamerasystem nimmt dazu mehrere Bilder pro Sekunde von der Blechoberfläche auf. Anstelle von Markern und Maßstäben erfolgt deren Zuordnung anhand von Merkmalen des stochastischen Musters. Dieses wird in rechteckige oder quadratische Facetten unterteilt, die sich überlappen und innerhalb derer das Muster von Bild zu Bild wiedererkannt wird. Dies gilt sowohl für die Zuordnung der beiden Bilder des Stereokamerasystems, als auch die zeitliche Abfolge der Bilder. Ähnlich dem Vorgehen des Argussystems werden für alle Mittelpunkte der Facetten in jedem Bild die Positionen im Raum bestimmt und alle weiteren Auswertegrößen daraus abgeleitet. Die Facettengröße ist für jede Messaufgabe frei wählbar. Größere Facetten führen zu einer höheren Genauigkeit bei der Bestimmung der Position der Facettenmittelpunkte. Gleichzeitig leidet hierunter die Auflösung lokaler Effekte. Kleinere Facetten haben den umgekehrten Effekt. Die Auflösung lokaler Effekte ist theoretisch höher, wird aber von einem Messrauschen überlagert. In der Anwendung muss daher ein geeigneter Kompromiss gefunden werden, der letztlich die tatsächliche Auflösung des Messsystems für die jeweils vorliegende Aufgabe bestimmt. Als theoretischen Maximalwert gibt GOM eine minimal detektierbare Dehnung von 0,01 % bei einer Messobjektgröße von 1 mm an. Die zugehörige Software erlaubt es, zur Auswertung Schnitte durch ein vermessenes Bauteil

zu legen, entlang derer die Ergebnisgrößen (Dehnungen, Verschiebungen, Raumkoordinaten) ausgelesen werden können. Dazu interpoliert die Software die ausgelesene Ergebnisgröße zwischen den Facettenmittelpunkten linear.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde Aramis zur online-Messung im HTV und im Zugversuch eingesetzt. Der Abstand der Kameras (gleicher Typ wie bei den Argusmessungen) zum Messobjekt betrug 995 mm, der Abstand der beiden Kameras zueinander 600 mm. Die Facettengröße wurde zu 19 x 19 Pixeln mit einer Überlappung von 4 Pixeln gewählt (Standardeinstellungen). In den vorgenommenen Schnitten ergab sich somit ein Messpunktabstand von ca. 0,7-0,9 mm im Zugversuch und ca. 1 mm im HTV.

Optische Geometrievermessung mit GOM Atos III

Atos beruht auf dem Streifenprojektionsverfahren. Während der Messung wirft ein Projektor verschiedene Streifenmuster auf das zu vermessende Objekt, die von einer Stereokamera (Kameraauflösung 2048 x 2048 Punkte) erfasst werden. Zur vollständigen Erfassung der Geometrie sind Aufnahmen aus mehreren Blickwinkeln erforderlich. Mit Hilfe von Kreismarken, die auf das Messobjekt selbst oder dessen Aufspannung aufgeklebt werden, werden Referenzpunkte ermittelt, die zur Überlagerung der einzelnen Aufnahmen dienen. Nach dem Triangulationsprinzip ermittelt der angeschlossene Rechner für bis zu vier Millionen Messpunkte kartesische Koordinaten. Abschließend berechnet das System aus der Gesamtheit der aufgenommenen Bilder ein Polygonnetz der vermessenen Oberfläche. Für das verwendete Messvolumen geben die Hersteller eine Genauigkeit (minimaler Messpunktabstand) von 0,07 mm an. In dieser Arbeit fand die Formvermessung mit Atos in den Untersuchungen zur Rückfederung Anwendung.

3.3.4 Werkstoffe und Werkstoffmodelle

Für die experimentellen Untersuchungen wurden alle Proben aus dem Tiefziehstahl DC04 (1.0338) gefertigt. Abbildung 3-4 links zeigt eine Fließkurve dieses Werkstoffes, die von Metz im hydraulischen Tiefungsversuch aufgenommen und mit

$$k_f = k_1 \varphi^n + k_0 \quad (3-1)$$

extrapoliert wurde [Met05]. Darin sind k_f die Fließspannung und φ der Vergleichsumformgrad. Für die Parameter k_1 , k_0 und n listet Tabelle 3-1 Werte auf. In der Modellierung für die numerische Simulation wurde die aus den Versuchswerten und der Extrapolation zusammengesetzte Kurve in Form einer Wertetabelle eingegeben. Diese und Wertetabellen aller weiteren modellierten Werkstoffe stellt Anhang 11.3 zusammen.

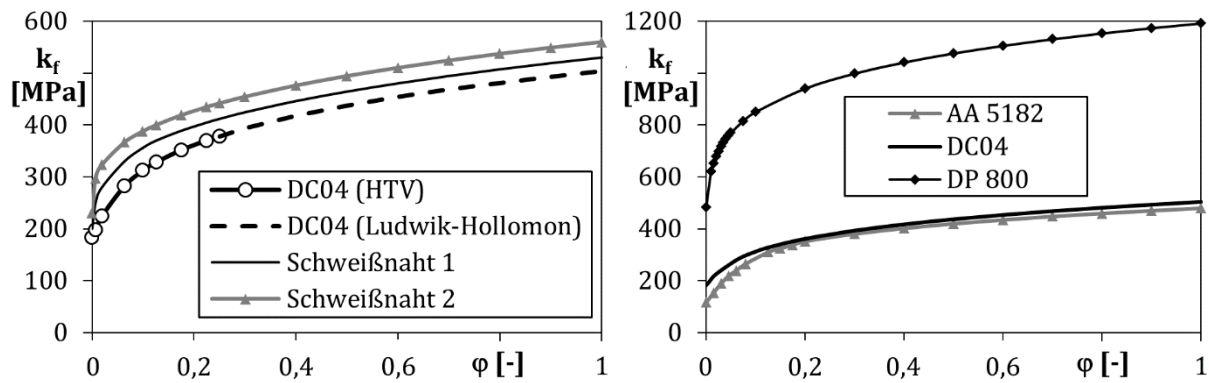


Abb. 3-4: Fließkurven der verwendeten und modellierten Werkstoffe.

Um das Verhalten der Laserschweißnaht in den Simulationen abzubilden, wurden zwei weitere Fließkurven des DC04 modelliert. Dabei stand weniger die exakte Abbildung eines realen Materials im Vordergrund als eine Abschätzung der Größenordnung des Schweißnahteinflusses. Zur Orientierung dienten experimentell ermittelte Werte von Tolazzi [Tol05], die näherungsweise der Kurve „Schweißnaht 2“ entsprechen.

Tab. 3-1: Parameter der Materialmodelle DC04, Schweißnaht 1 und Schweißnaht 2.

Parameter	DC04 (ab $\varphi = 0,3$)	Schweißnaht 1	Schweißnaht 2
k_1	321	330	330
k_0	182,674	200	230
n	0,35	0,32	0,32

Da es sich bei dem verwendeten Werkstoff um eine kaltgewalzte Feinblechgüte handelt, wurde neben der Fließkurve die ebene Anisotropie bestimmt. Hierzu wurden die Proben in Zugversuchen nach DIN EN 10002 (Form H) mit dem GOM-Aramis-System vermessen. Die Lankfordwerte zur Beschreibung der senkrechten Anisotropie (Verhältnis des Umformgrades in Breitenrichtung zum Umformgrad in Dickenrichtung) bei unterschiedlicher Entnahmerichtung ergaben sich zu $r_{0^\circ} = 1,73$, $r_{90^\circ} = 1,61$ und $r_{45^\circ} = 1,11$, wobei der Index die Orientierung der Entnahmerichtung der Proben zur Walzrichtung angibt.

Zwei weitere Fließkurven wurden modelliert, um in Simulationen die prinzipielle Übertragbarkeit der mit dem DC04 gewonnenen Erkenntnisse auf andere Werkstoffe zu überprüfen. In ihren Eigenschaften sind sie dem härtesten Dualphasenstahl DP800 und der Aluminiumlegierung AA 5182 nachempfunden und werden im Folgenden unter diesen Bezeichnungen geführt. Ihre Fließkurven vergleicht Abbildung 3-4 rechts mit der des DC04. Den Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl aller drei Werkstoffe listet Tabelle 3-2 auf. Die Aluminiumlegierung wurde gewählt, da sie ein ähnliches

Verfestigungsverhalten wie der Tiefziehstahl aufweist, aufgrund des niedrigeren E-Moduls jedoch ein anderes Rückfederungsverhalten erwarten lässt. Die Modellierung des Dualphasenstahls trägt dem Trend zur Verwendung höher- und höchstfester Werkstoffe insbesondere in der Automobilindustrie Rechnung.

Tab. 3-2: E-Modul und Querkontraktionszahl der verwendeten Werkstoffe.

	DC04	DP800	AA 5182
E-Modul	210 GPa	210 GPa	70 GPa
Querkontraktionszahl	0.3	0.33	0.33

3.3.5 Probenfertigung durch Laserschweißen

Zur Probenfertigung mittels Laserschweißen stand ein Laser-Bearbeitungszentrum (Portal) der Reis Robotics GmbH & Co. KG zur Verfügung. Der darin verbaute Laser des Typs IPG YLS-3000-S2T der IPG Photonics Corporation ist ein Ytterbium dotierter Festkörperlaser mit einer maximalen Leistung von 3 kW im Dauerbetrieb. Die emittierte Strahlung ist zirkular polarisiert. Lichtleiterkabel leiten den Strahl zur vom Portal geführten Schweißoptik. Der Prozessfaserdurchmesser beträgt 200 µm.

Beim Zuschnitt der Rippen wurde auf eine ebene, glatte Rippenkante geachtet, um für den Schweißvorgang einen spaltfreien Kontakt der Fügepartner zu gewährleisten. Extern bei einem Zulieferer mit einem CO₂-Laser zugeschnittene Rippen erfüllten diese Anforderung. Der Zuschnitt mit einer Schlagschere (eingesetzt in hier nicht beschriebenen Vorversuchen) erforderte eine zusätzliche zerspanende Nachbearbeitung der Kanten.

In einer studentischen Arbeit entwickelte Chi eine elektromagnetische Spannvorrichtung, mit der vorgekrümmte Rippen unterschiedlicher Abmessungen mit beliebig zugeschnittenen Deckblechen (Platinen) verschweißt werden können [S-Chi14]. Dazu werden die Rippen über mechanische Spannglieder auf einem Tisch positioniert und anschließend ein ebenes Deckblech elektromagnetisch dagegen gespannt. Die weitgehend freie Positionierbarkeit der Spannglieder und Elektromagnete ermöglichte im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine spaltfreie Anlage der Fügepartner in allen getesteten Fällen. Geschweißt wurde im Stichnahtverfahren durch das Deckblech hindurch. Für den verwendeten Werkstoff (DC04) mit einer Dicke von 1 mm ermittelte Gawrisch in einer weiteren studentischen Arbeit geeignete Schweißparameter [S-Gaw14]. Besonderes Augenmerk legte er dabei auf die Ausbildung der Schweißnaht am Rippenende, um die von Ertugrul

beschriebenen Versagensarten der Mikrorisse und Einbrandlöcher zu vermeiden [Ert11]. Zu optimalen Ergebnissen führte ein Vorschub des Lasers von 22 mm/s bei einer Laserleistung von 1000 W und einer Fokuslage direkt auf dem Deckblech.

Alle auf diese Weise erzeugten Schweißnähte hielten den Umformungen der experimentellen Untersuchungen stand. Ein Ablösen der Rippen vom Deckblech wurde nicht beobachtet.

Abbildung 3-5 zeigt ein von Gawrisch erzeugtes Rippenblech sowie eine CAD-Darstellung eines Rippenblechhalbzeugs für die HBU mit Form 2. Nach der Schweißoperation ist die Rippe entlang einer ihrer vier Kanten mit dem Blech verbunden. Für den Rahmen dieser Ausarbeitung erhält diese Kante die Bezeichnung „Rippenwurzel“. Als „freie Rippenkante“ wird im Folgenden nur die längste der drei tatsächlich freien Kanten bezeichnet. Die beiden kürzeren erhalten zur besseren Unterscheidung die Bezeichnung „Rippenende“.

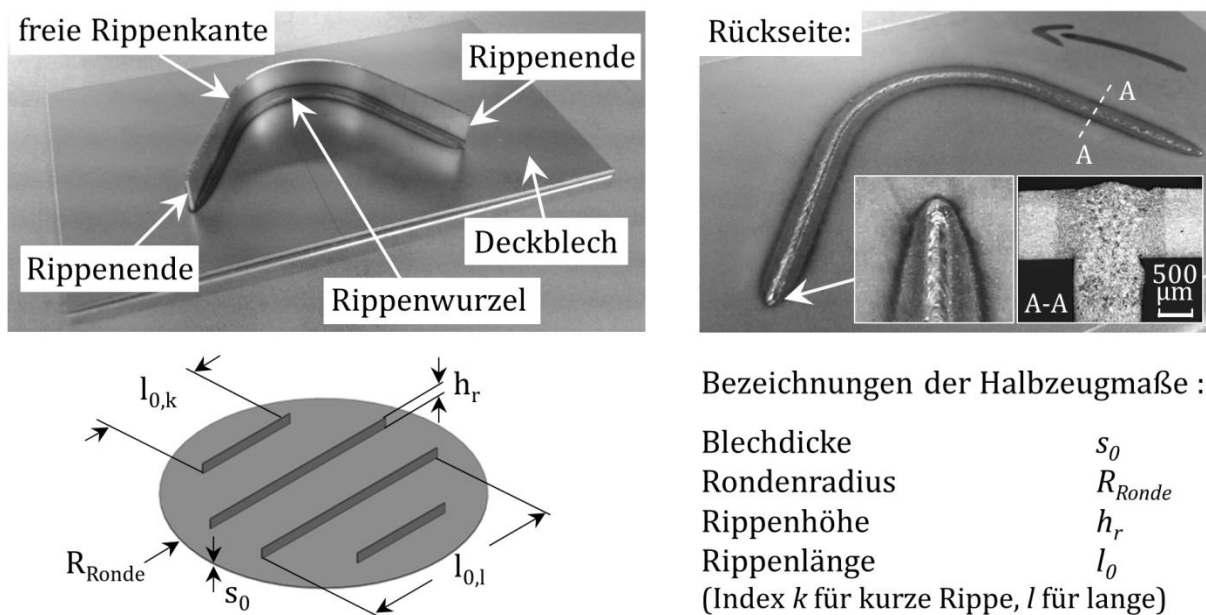


Abb. 3-5: Begriffliche Definitionen zur Beschreibung lasergeschweißter Rippenblechhalbzeuge am Beispiel einer Probe aus [S-Gaw14] (oben) und einem Halbzeug zur HBU mit Form 2 (unten).

4 Vorbetrachtung der Rippe als Leichtbauelement – Randbedingungen für die Weiterentwicklung der HBU mit Rippenblech

Nachdem Groche und Ertugrul die Umformung eines zweifach verrippten Bleches mit der in Abbildung 2-10 gezeigten Form gelungen war, testeten sie dessen Tragfähigkeit experimentell. Dazu verformten sie das erzeugte Bauteil mit einem Stempel plastisch und zeichnen ein Kraft-Weg-Diagramm auf, das sie im Anschluss mit dem eines unverrippten Blechs verglichen. Die erreichte Maximalkraft des Rippenblechs war drei Mal höher als die des ebenen. [Gro08]

In der Regel werden Strukturbauteile jedoch nicht auf Basis ihres Verhaltens während plastischer Deformation ausgelegt (mit wenigen Ausnahmen wie z. B. Crashelementen). Aus Sicht des Konstrukteurs ist für die Nutzungsphase meist das elastische Verhalten ausschlaggebend. Aufschluss hierüber kann z. B. eine Modalanalyse geben. Bei dieser wird ein Bauteil durch einen Impuls zu Schwingungen angeregt. Aus den auftretenden Schwingungsmoden und den zugehörigen Resonanzfrequenzen lassen sich Rückschlüsse auf seine elastischen Eigenschaften ziehen.

Für eines der im Rahmen dieser Arbeit entstandenen Versuchsbauteile wurde eine solche Modalanalyse durchgeführt (und auszugsweise bereits in [e4] veröffentlicht). Das untersuchte Bauteil zeigt Abbildung 4-1. Es entstand während einer Versuchsreihe zur Untersuchung der Rückfederung durch eine HBU mit Form 2 (s. Kap. 8). Der verwendete Werkstoff war DC04. Die Blechstärke betrug 2 mm. Vier gerade Rippen mit einer Höhe von 20 mm wurden vor der Umformung symmetrisch zum Rondenmittelpunkt im Abstand von 150 mm aufgeschweißt. Nach der Umformung wurde die entstandene Schale durch ein Loch im Flansch an einer Schnur aufgehängt und durch einen Schlag gegen den Blechrand mit einem Impulshammer breitbandig angeregt. Ein auf dem Blech positionierter Beschleunigungssensor zeichnete als Antwort das Frequenzspektrum der resultierenden Schwingungen auf. Zur Bestimmung der korrespondierenden Eigenmoden des Blechs wurde der

Versuch zusätzlich mit der Finite-Elemente-Methode simuliert. Zu diesem Zweck kam der „steady state dynamics direct“ Solver der Software Abaqus/Standard V.6.11-1 zum Einsatz. Das Blech wurde mit vollintegrierten Schalenelementen (vom Typ S4, s. Kap. 5) und einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von 5 mm diskretisiert. Die Nachbildung der Aufhängung erfolgte durch ein elastisches Auflager des Lochrandes im Flansch mit einer aus der Rückstellkraft des Pendels berechneten Steifigkeit (s. Abb. 4-1). Als Anregung diente ein idealer Dirac-Stoß. Abbildung 4-1 vergleicht die normalisierten Antwortspektren des Rippenblechs in Simulation und Experiment mit denen einer Schale ohne Rippen („ebenes Blech“).

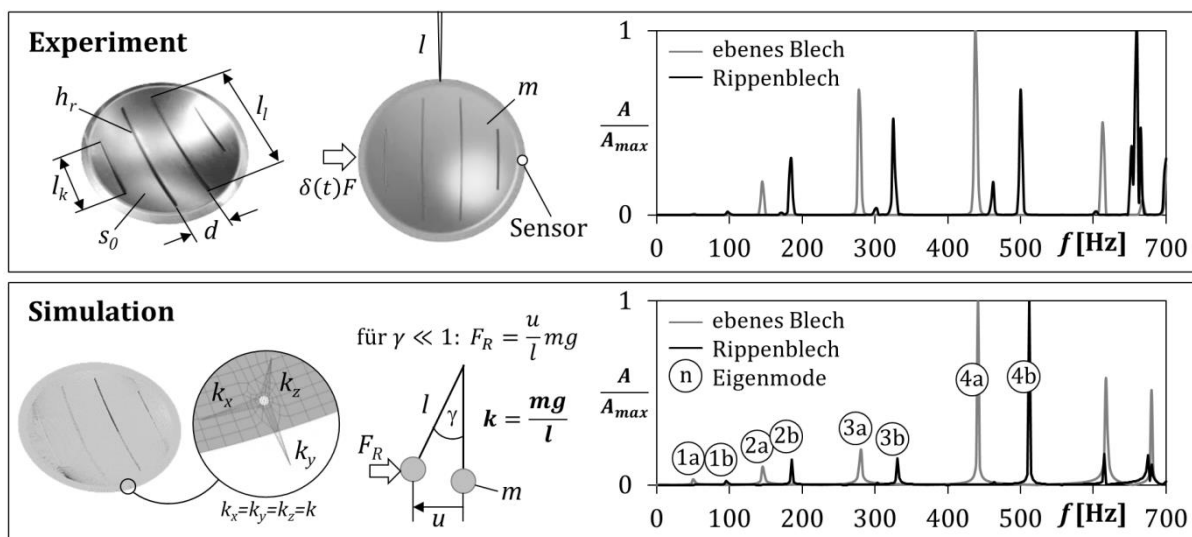


Abb. 4-1: Ergebnis der Modalanalyse eines gekrümmten Rippenblechs (oben Experiment, unten Simulation), links: Versuchsaufbau (Rippenhöhe $h_r = 20 \text{ mm}$, Blechdicke $s_0 = 2 \text{ mm}$, $l_k = 259 \text{ mm}$, $l_l = 527 \text{ mm}$, $d = 150 \text{ mm}$), rechts: normierte Amplitude des Beschleunigungssensors A/A_{max} über Frequenz.

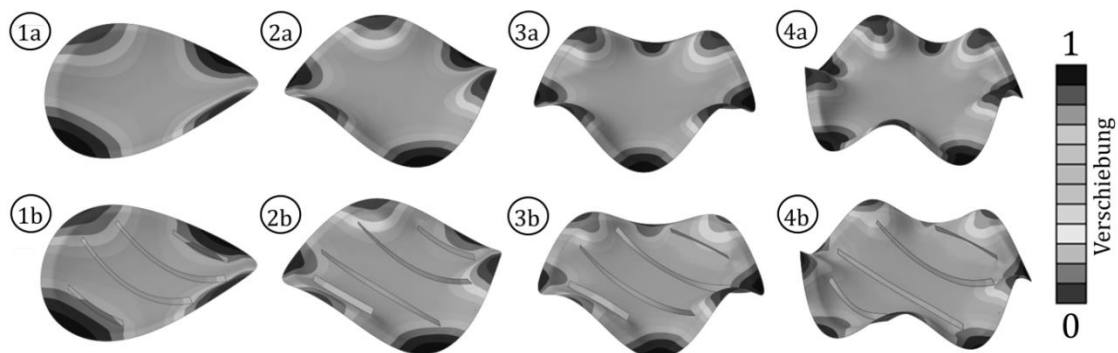


Abb. 4-2: Korrespondierende Eigenmoden der verrippten und unverrippten Schale.

Für beide Bleche ergab das Experiment sechs Resonanzfrequenzen im untersuchten Bereich zwischen 0 und 700 Hz. Die Resonanzfrequenzen des Rippenblechs lagen dabei durchweg bei höheren Werten. Gleiches gilt für das Ergebnis der Simulation, die Resonanzen bei den annähernd gleichen

Frequenzen wie das Experiment lieferte. Die Betrachtung der mit den Resonanzfrequenzen korrespondierenden Schwingungsamplituden zeigt, dass es sich bei den benachbarten Resonanzen des ebenen und des Rippenblechs tatsächlich um gleiche Eigenmoden handelt. Abbildung 4-2 stellt diese einander gegenüber.

Auf Basis dieser Ergebnisse kann die versteifende Wirkung der Rippen für den vorliegenden Fall quantifiziert werden. Dazu wird das Blech vereinfachend als dämpfungsfreier Einmassenschwinger behandelt. Mit der „globalen Steifigkeit“ k gegen jegliche Verformung, der Masse m des Bauteils und der Resonanzfrequenz f gilt für diesen Fall die Beziehung

$$\sqrt{k/m} = 2\pi f. \quad (4-1)$$

Als Maß der Versteifung durch die Rippen kann nun für die gefundenen Eigenmoden der Quotient aus den Steifigkeiten des verrippten (Index „r“) und des unverrippten (Index „e“) Bleches gebildet werden:

$$\frac{k_r}{k_e} = \frac{m_r}{m_e} \left(\frac{f_r}{f_e} \right)^2 \quad \text{mit} \quad \frac{m_r}{m_e} = 1,08 \quad (4-2)$$

Tabelle 4-1 zeigt das Ergebnis dieser Berechnung für die ersten vier Eigenmoden. Die Rippen versteifen das Blech gegen die Auslenkungen unterschiedlicher Eigenmoden unterschiedlich stark. Die erneute Betrachtung der Eigenmoden in Abbildung 4-2 zeigt: Je mehr alle vier Rippen gleichzeitig gebogen werden, desto größer ist auch die ermittelte Steifigkeit. Gegenüber dem unverrippten Blech erreicht sie maximal den vierfachen Wert bei einer um lediglich 8 % erhöhten Masse.

Tabelle 4-1: Versteifung der Eigenmoden des Bleches durch die Verrippung.

Eigenmode (Nr.)	1	2	3	4
k_r/k_e	4,09	1,71	1,53	1,46

Für die Rippe als Leichtbauelement ist der Lastfall Biegung demnach von entscheidender Bedeutung. Für mehrachsig gekrümmte Flächenträger ist er das ohnehin, denn allein aus geometrischen Gründen können diese gar nicht verformt werden, ohne ein Biegemoment hervorzurufen. Gelingt es, einen Flächenträger derart mit Rippen zu versehen, dass diese senkrecht auf die zu erwartenden Biegeachsen stehen, sind, wie die Modalanalyse zeigt, Versteifungen um ein Vielfaches mit äußerst geringem Materialaufwand möglich.

Quantitativ hängt die erreichbare Versteifung maßgeblich von der Querschnittsform des Flächenträgers ab. Mit der Querschnittsfläche A und der

Querschnittskoordinate z , die senkrecht zur Biegeachse durch den Flächenschwerpunkt gezählt wird, lassen sich in diesem Zusammenhang nach Gross et al. das Flächenträgheitsmoment I

mit
$$I = \int z^2 dA \quad (4-3)$$

und das Widerstandsmoment W

mit
$$W = \frac{I}{z_{max}} \quad (4-4)$$

als Kenngrößen des Querschnitts angeben [Gro05]. Während das Flächenträgheitsmoment die geometriebedingte Steifigkeit des Querschnittsprofils beschreibt, ist das Widerstandsmoment ein Maß für die maximale Beanspruchung innerhalb des Querschnitts. Höhere Widerstandsmomente sind dabei gleichbedeutend mit niedrigeren Spannungen in den Randfasern und führen so zu einer höheren ertragbaren Last [Gro05].

Für den Leichtbau ist ausschlaggebend, um welchen Betrag diese beiden Kenngrößen durch Gestaltung des Querschnitts ohne Mehraufwand an Material gesteigert werden können bzw. wie viel Material bei einer geforderten Steifigkeit eingespart werden kann. Im Fall des Rippenblechs sind die Parameter des Querschnitts die Blechstärke, die Rippenhöhe und bei mehrfach verrippten Blechen der Rippenabstand. Wie diese Parameter das Flächenträgheits- und das Widerstandsmoment des Rippenquerschnitts beeinflussen wird mit den Gleichungen (4-3) und (4-4) im Folgenden berechnet. Zusätzlich zeigt ein Vergleich mit weiteren, häufig zur Versteifung eingesetzten Querschnittsformen, in welchen Ausprägungen Rippenquerschnitte in Bezug auf den Lastfall Biegung im Vorteil sind, denn diese Ausprägungen beeinflussen das Spektrum erstrebenswerter Zielgeometrien der HBU von Rippenblech.

Abbildung 4-3 stellt die betrachteten Querschnittsformen einander gegenüber. Sie bestehen allesamt aus einem sich wiederholenden Profil mit der konstanten Wandstärke s . Ihre Proportionen werden so definiert, dass ihre periodische Mehrfachanordnung zu einem Flächentragwerk in allen Fällen die gleiche „Wellenlänge“ l_b aufweist. Auf diese Weise können ihre Eigenschaften mit Bezug auf die überspannte Fläche verglichen werden. Als Flächenträger weisen die Profile spezifische Vor- und Nachteile auf. Der Rippenquerschnitt verfügt beispielsweise als einziger über eine glatte, durchgehende Deckfläche, was strömungstechnisch und aus ästhetischer Sicht von Vorteil sein kann. Zudem kann das Profil neben der Biegung Zugbeanspruchungen in

Querrichtung sehr gut aufnehmen. Die übrigen Profile weisen in dieser Richtung eine höhere Nachgiebigkeit auf. Dafür lassen sich diese beim Überspannen oder Verkleiden großer Flächen durch Überlappen einer oder mehrerer Wellenlängen sehr vorteilhaft fügen (verschränkte Dichtfläche und Querkraftschluss). Ihre offene Profilform gestattet zudem die umformtechnische Erzeugung der Versteifungen während der Herstellung des gekrümmten Flächenträgers mit dem ebenen Blech als Halbzeug.

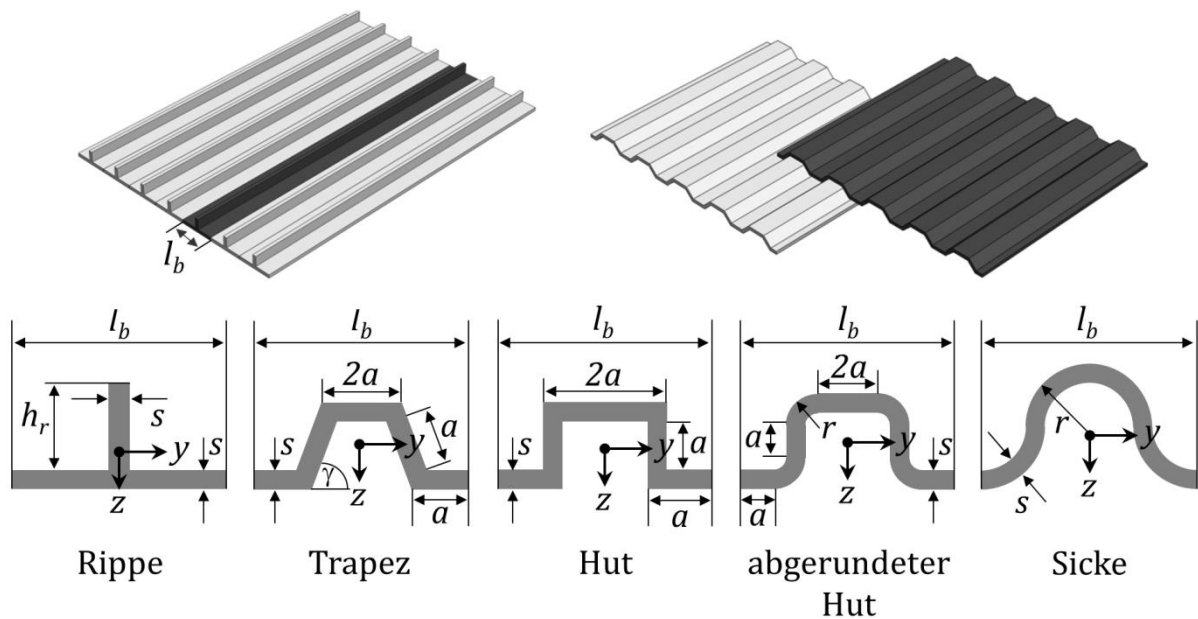


Abb. 4-3: Profil des Rippenquerschnitts und Vergleichsprofile.

In Abhängigkeit ihrer spezifischen Parameter können alle fünf Profile bei gleicher Wellenlänge unterschiedliche Querschnittsflächen und damit ein unterschiedliches Gewicht pro überspannter Fläche haben. Um ihre Leichtbaugüten zu vergleichen, werden die Flächenträgheits- und Widerstandsmomente daher auf den Wert eines ebenen, unversteiften Blechs mit gleicher Wandstärke und Wellenlänge bezogen und mit ihrem Verhältnis zu dessen Querschnittsfläche gewichtet. Die resultierenden Größen erhalten die Bezeichnung bezogenes Flächenträgheits- (\bar{I}) bzw. Widerstandsmoment (\bar{W}):

$$\bar{I} = \frac{I_{\text{Profil}}}{I_{\text{eben}}} \frac{A_{\text{eben}}}{A_{\text{Profil}}} [-], \quad (4-5a)$$

$$\bar{W} = \frac{W_{\text{Profil}}}{W_{\text{eben}}} \frac{A_{\text{eben}}}{A_{\text{Profil}}} [-]. \quad (4-5b)$$

Beide Kenngrößen werden umso größer, je mehr Flächenanteile des Querschnitts möglichst weit entfernt von der Biegeachse liegen. Eine unmittelbare Konsequenz hieraus ist, dass sowohl das bezogene Flächenträgheits- als auch das bezogene Widerstandsmoment des

Trapezprofil für einen Winkel γ von 90° maximal werden (für $\gamma \leq 90^\circ$, kein Hinterschnitt). Für diesen Fall geht das Trapezprofil in das Hutprofil über. Das Hutprofil wiederum ist ein Spezialfall des abgerundeten Hutprofils, das neben der Wellenlänge und der Wandstärke durch die Parameter a und r beschrieben wird. Für das Hutprofil gilt $r = 0$ mm. Ein weiterer Spezialfall ist das Sickenprofil (mit $a = 0$ mm). Abbildung 4-4 zeigt die bezogenen Flächenträgheits- und Widerstandsmomente beider Fälle und die einer Ausprägung des abgerundeten Hutprofils mit $a = r$ in Abhängigkeit der Wellenlänge l_b . Die zugrunde liegenden Berechnungen erläutert Anhang 11.2.

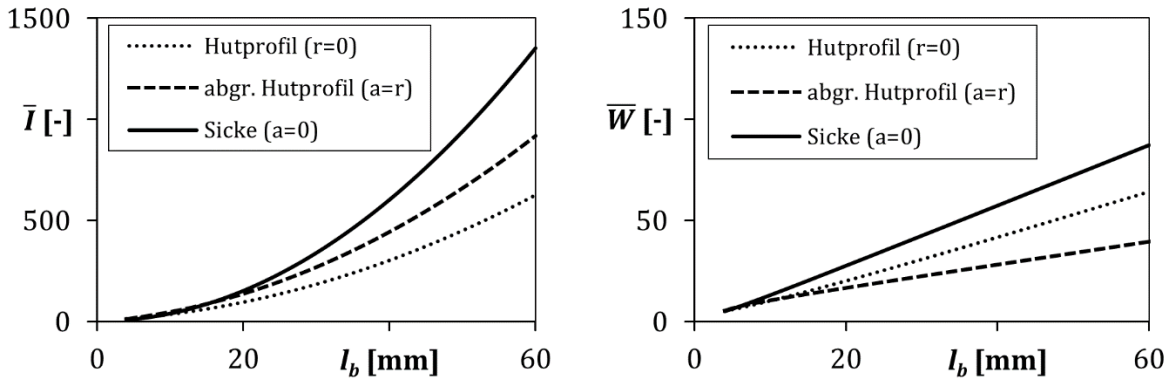


Abb. 4-4: Bezogenes Flächenträgheits- und Widerstandsmoment verschiedener Ausprägungen des abgerundeten Hutprofils (Wandstärke $s = 1$ mm).

Im gesamten betrachteten Bereich der Wellenlänge sind die Werte für das Sickenprofil am größten. Es gilt

$$\bar{I}_{Sicke} > \bar{I}_{abgr.Hut} > \bar{I}_{Hut} \geq \bar{I}_{Trapez} \quad (4-6a)$$

und analog für die Widerstandsmomente

$$\bar{W}_{Sicke} > \bar{W}_{abgr.Hut} > \bar{W}_{Hut} \geq \bar{W}_{Trapez}. \quad (4-6b)$$

Um das Leichtbaupotential des Rippenprofils aufzuzeigen, wird es daher sinnvollerweise mit dem Sickenprofil verglichen. Mit der Beziehung des Radius der Sicke zur Wandstärke und zur Wellenlänge ($l_b = 4r - s$) ergibt sich für die Querschnittsflächen beider Profile

$$A_{Sicke} = \pi(r^2 - (r - s)^2) = \pi s(2r - s) = \frac{1}{2} \pi s l_b \quad (4-7a)$$

$$\text{und} \quad A_{Rippe} = s(l_b + h_r) \quad (4-7b)$$

und für die Flächenträgheitsmomente

$$I_{Sicke} = \frac{1}{4} A_{Sicke} (2r^2 - 2rs + s^2) \quad (4-8a)$$

und
$$I_{Rippe} = \frac{l_b s^3}{12} + s l_b \left(\frac{h_r(s + h_r)}{2(l_b + h_r)} \right)^2 + \frac{s h_r^3}{12} + s h_r \left(\frac{l_b(s + h_r)}{2(l_b + h_r)} \right)^2. \quad (4-8b)$$

Aus den maximalen Abständen der Randfasern zu den Flächenschwerpunkten

$$z_{max,Sicke} = r \quad (4-9a)$$

und
$$z_{max,Rippe} = \frac{2l_b h_r + h_r^2 + l_b s}{2(l_b + h_r)} \quad (4-9b)$$

und Gleichung (4-4) ergeben sich die Widerstandsmomente. Als Ergebnis dieser Rechnung zeigt Abbildung 4-5 die bezogenen Flächenträgheits- und Widerstandsmomente für eine Wandstärke von $s = 2 \text{ mm}$ in Abhängigkeit der Rippenhöhe (0-20 mm) und der Wellenlänge (8-40 mm).

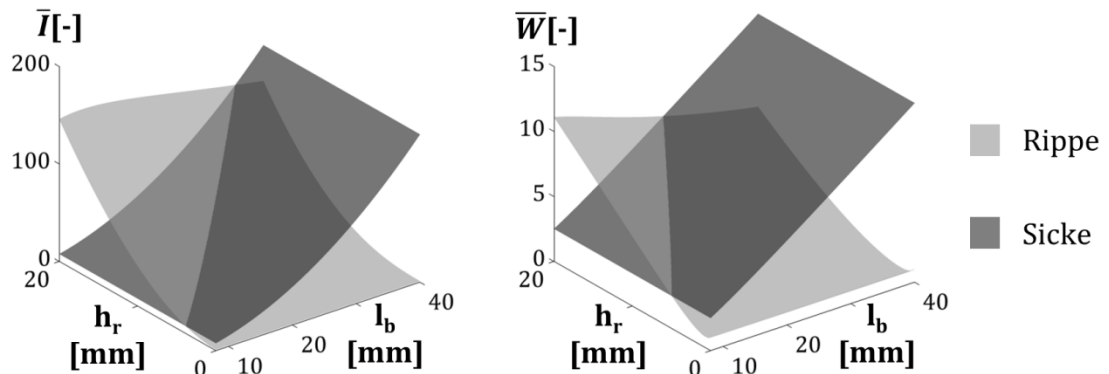


Abb. 4-5: Bezogenes Flächenträgheits- und Widerstandsmoment des Rippen- und Sickenprofils als Funktion von Wellenlänge (8-40 mm) und Rippenhöhe (0-20 mm).

Die Abbildung zeigt weite Bereiche, in denen das Rippenprofil die besseren Leichtbaueigenschaften aufweist ($\bar{I}_{Rippe} > \bar{I}_{Sicke}$ bzw. $\bar{W}_{Rippe} > \bar{W}_{Sicke}$). Allgemein ist dies bei ausreichend hohen Rippen und einer eher niedrigen Wellenlänge (also niedrigem Rippenabstand) der Fall. Bemerkenswert ist, dass das maximale bezogene Flächenträgheitsmoment des Rippenprofils bei einer mittleren Wellenlänge von $l_b = 11,4 \text{ mm}$ erreicht wird und nicht, wie man annehmen könnte, bei einem maximalen oder minimalen Abstand der Rippen. Ist die Rippenhöhe z. B. durch Vorgaben an den Bauraum oder Restriktionen der Fertigung begrenzt, kann es aus Leichtbausicht je nach Lage des aktuellen Querschnitts in den gezeigten Diagrammen daher sinnvoll sein, den Rippenabstand zu erhöhen oder zu reduzieren.

Der beschriebene Vergleich basiert auf einer senkrechten Orientierung der Rippe zur Biegeachse, da ihre versteifende Wirkung für diesen Fall am größten ist. Wird ein Flächenträger jedoch mit einer Flächen- oder Punktlast beaufschlagt, variiert die Orientierung der Biegeachse von Ort zu Ort. Eine senkrechte Ausrichtung der Rippe auf diese lokalen Biegeachsen führt

unweigerlich zu einem gekrümmten Rippenverlauf. Göllner et al. liefern hierfür ein rechnerisches Beispiel [Goe12]. Sie betrachten eine ebene, rechteckige und mit zwei Rippen versehene Platte, die an ihren vier Ecken fest eingespannt ist und an einem ihrer Ränder durch eine Punktlast belastet wird. Auf Basis einer Finite-Elemente-Simulation dieses Lastfalls gelangen sie mit Methoden der nichtlinearen Optimierung zu derjenigen Rippenanordnung, die zur geringsten Durchbiegung der Platte führt. Das Ergebnis ist der in Abbildung 4-6 gezeigte gekrümmte Rippenverlauf, der die mittlere, quadrierte Verschiebung der Platte gegenüber einem parallelen Rippenverlauf um 54,57 % reduziert.

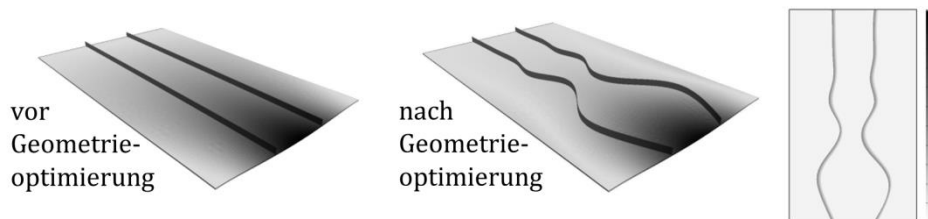


Abb.4-6: Ergebnis der nichtlinearen Optimierung des Rippenverlaufs in [Goe12].

Fazit

Eine Versteifung mit Rippen ist umso effektiver, je höher die Rippen sind. Für die Weiterentwicklung der HBU mit Rippenblech ist es daher erstrebenswert, die Verfahrensgrenze des Rippenbeulens, die ebenfalls von der Rippenhöhe beeinflusst wird, in Richtung höherer Rippen zu verschieben, um Bauteile mit dem größtmöglichen Leichtbaunutzen zu erzeugen.

Im betrachteten Beispiel liegt das Maximum des bezogenen Flächenträgheitsmoments bei vergleichsweise niedrigen Rippenabständen. Für einen potentiellen Anwendungsfall der HBU von Rippenblech ist daher auf dem Werkstück mit ähnlich niedrigen Rippenabständen zu rechnen. Da es sich beim Rippenbeulen und der Kerbwirkung der Rippenenden um lokale Phänomene handelt, erscheint die Untersuchung der hieraus resultierenden Wechselwirkungen benachbarter Rippen vor allem während der Rückfederung sinnvoll.

Die Entwicklung eines Algorithmus zur Positionierung von Rippen auf dem Halbzeug erfolgt den Erkenntnissen von Göllner et al. folgend sinnvollerweise unter der Maßgabe, dass die verwendeten Zielgeometrien sowohl gerade als auch gekrümmte Rippenverläufe annehmen können.

5 Numerische Simulation

Die numerische Simulation im Rahmen dieser Arbeit verfolgte drei Ziele: Einblick in das „Prozessinnere“ zu gewinnen, Parameterstudien mit veränderlichen Werkzeuggeometrien durchzuführen und darauf aufbauend iterative Methoden zur Halbzeug- und Prozessauslegung zu entwickeln. Als Software kam Abaqus von Dassault Systèmes in den Versionen 6.11, 6.12 und 6.13 zum Einsatz. Kapitel 5.1 erläutert den grundlegenden Aufbau der verwendeten Modelle. Die Wahl des Elementtyps und der Vernetzung erfolgte je nach Fragestellung unabhängig vom restlichen Modell und wird in Kapitel 5.2 erläutert. Kapitel 5.3 beschreibt die Solverwahl, die Einfluss sowohl auf die Ergebnisse als auch die Rechenzeit und damit die Effizienz der FEM als Auslegungs- und Optimierungsmethode nimmt. Die Auflösung lokaler Effekte an den Rippenenden gelang mit Submodellen, deren Anwendung Kapitel 5.4 beschreibt. Weiterführende Angaben zur Modellierung enthält Anhang 11.3.

5.1 Verwendete Modelle der Hochdruck-Blechumformung

Der Aufbau der verwendeten Modelle lässt sich in die Unterpunkte geometrische Abstraktion, Materialmodell, Kontakt sowie Lasten und Randbedingungen unterteilen.

Geometrische Abstraktion

Abbildung 5-1 zeigt das geometrische Modell der HBU mit Rippenblech. Soll der Versagensfall des Rippenbeulens abgebildet werden, sind keine Symmetrien von Halbzeug und Matrize nutzbar, denn grundsätzlich sind sowohl ebenen- als auch achsensymmetrische Beulmoden der Rippen möglich. Die Werkzeuge (Matrize und Niederhalter) wurden in allen Modellen als Starrkörper modelliert, da ihrer Nachgiebigkeit kein entscheidender Einfluss auf den Umformprozess zugeschrieben wird. Dies ermöglichte eine Reduktion ihrer geometrischen Gestalt auf die mit dem Werkstück in Kontakt stehenden Aktivflächen. Für geometrisch einfache Formen, wie die in der

Abbildung links dargestellten Kugelkalotte, ist eine Beschreibung der Aktivflächen als analytische Funktion möglich. Dies vereinfacht ihre Handhabung während der Kontaktberechnung und reduziert so die Rechenzeit [Abq12]. Komplexere Werkzeugformen müssen durch ein Netz beschrieben werden. Spätere Kapitel unterscheiden daher zwischen „analytischen“ und „diskreten“ Starrkörpern. Fallabhängig wurde das Werkstück entweder durch Volumen- oder Schalenelemente diskretisiert (s. Kap. 5.2). Dem Einsatz von Schalenelementen geht eine Reduzierung der Geometrie des Werkstücks auf repräsentative Flächen voraus. Die lokale Blechdicke wird dann nicht geometrisch abgebildet, sondern als abstrakter Zahlenwert den Knoten zugewiesen. Für die Kontaktberechnung wird ein entsprechender Abstand in Richtung der Normalen auf die modellierte Fläche herangezogen. An der Verzweigungsstelle von Rippe und Blech existieren jedoch Knoten, die zu zwei verschiedenen Flächen mit zueinander fast senkrechten Normalenvektoren gehören. Während der Lösung kann dies zu Problemen führen, wenn z. B. fälschlicherweise eine Durchdringung ermittelt wird. Ein entsprechender Zuschnitt des Niederhalters, der den Bereich der Rippen ausspart (in der Abbildung rechts), umgeht dieses Problem. Das Abrunden der Ränder dieses Ausschnitts mit einem Niederhalterradius stellt zudem einen stetigen Verlauf der Kontaktnormalspannungen sicher.

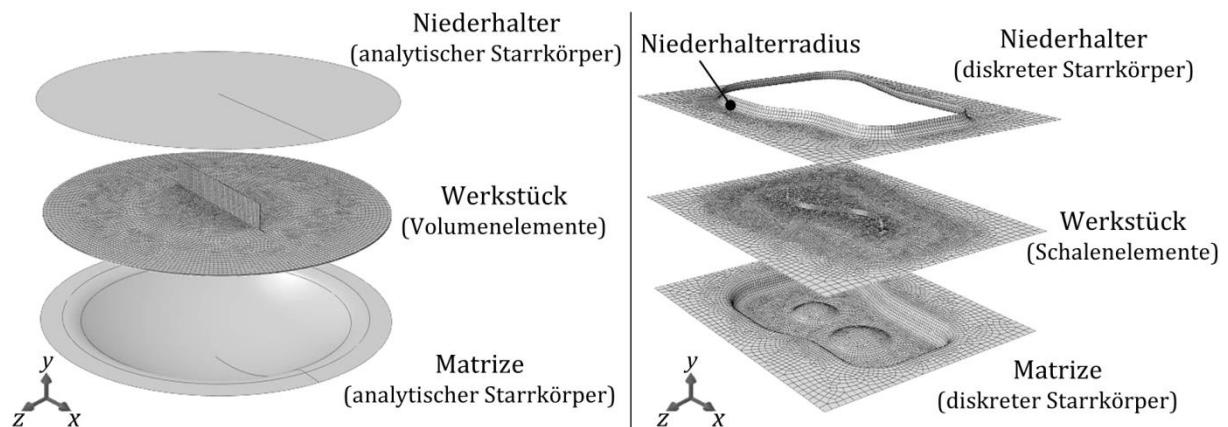


Abb. 5-1: Explosionsdarstellung der Modellvarianten, links: analytische Beschreibung der Werkzeuge und Volumenelemente für das Werkstück, rechts: Beschreibung der Werkzeuge als diskretisierte Starrkörper und Schalenmodell des Werkstücks.

Materialmodell

Zur Berechnung der Reaktion von Elementen auf anliegende Lasten wird für den Werkstückwerkstoff ein Materialmodell benötigt. Die in Kapitel 3 beschriebenen Werte für den Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl wurden hierzu in ein isotropes, linear-elastisches Modell und die Fließkurve in Form einer Wertetabelle in ein nichtlinear plastisches Modell nach von Mises

überführt. Für den Abgleich mit experimentellen Ergebnissen war in einigen Fällen die Modellierung der ebenen Anisotropie mit Hilfe der Hill'schen Potentialfunktion erforderlich (vgl. [Hil48]). Die in Kapitel 3 angegebenen Lankford-Werte des DC04 wurden hierzu in die erforderlichen Modellparameter umgerechnet (s. Anhang 11.3).

Kontakt

Zur Berechnung des Kontaktes zwischen Werkstück und Werkzeugaktivflächen wurde ein Penalty-Algorithmus gewählt, der kleine Durchdringungen der Kontaktkörper x_p mit einer entgegengesetzt gerichteten Kraft F_N auf die Knoten „bestraft“. Das Verhältnis von Gegenkraft und Durchdringung ist durch die Kontaktsteifigkeit k_c gegeben, die im vorliegenden Fall als konstant, also unabhängig von der Größe der Durchdringung definiert wurde. Für die Rückstellkraft F_N gilt die Penaltybeziehung:

$$F_N = x_p k_c. \quad (5-1)$$

In den verwendeten Modellen wurde die Kontaktsteifigkeit k_c so gewählt, dass sie zehnmal größer war als die Steifigkeit des betrachteten Oberflächenknotens, wenn er durch Anlegen einer äußeren Kraft verschoben wird.

Die Kontaktfläche wird in der FEM durch Interpolation der Geometrie zwischen den Knoten der Kontaktkörper ermittelt. Die dazu verwendete Ansatzfunktion ist eine Eigenschaft des Elementtyps. Die Interpolation kann entweder nur für einen der Kontaktkörper erfolgen (Node-to-Surface-Kontakt) oder für beide (Surface-to-Surface-Kontakt). Dabei erlaubt der Node-to-Surface-Kontakt ein Eindringen von Knoten des einen Körpers in die Zwischenräume der Knoten des Gegenkörpers, ohne eine Gegenkraft zu produzieren [Abq12]. Alle hier vorgestellten Berechnungsergebnisse wurden mit dem Surface-to-Surface-Kontakt erzielt.

Zur Abbildung der Reibung vergleicht Abaqus die Vergleichsschubspannung τ_{eq} , die aus den Schubspannungskomponenten in den verschiedenen Richtungen der Oberfläche resultiert,

$$\tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}, \quad (5-2a)$$

mit einer kritischen Schubspannung die aus der Kontaktnormalspannung p und dem Reibwert μ gebildet wird:

$$\tau_{krit} = \mu p. \quad (5-2b)$$

Für den Reibwert wurde in allen Simulationen der HBU ein konstanter Wert von 0,1 angenommen. Oberhalb von τ_{krit} lässt der Algorithmus eine

Relativbewegung zu, die in Form einer „Gleitgeschwindigkeit“ $\dot{\gamma}_{eq}$ für jede Richtungskomponente i der Oberfläche zu

$$\frac{\tau_i}{\tau_{eq}} = \frac{\dot{\gamma}_i}{\dot{\gamma}_{eq}} \quad (5-3a)$$

mit
$$\dot{\gamma}_{eq} = \sqrt{\dot{\gamma}_1^2 + \dot{\gamma}_2^2} \quad (5-3b)$$

berechnet wird. Unterhalb der kritischen Schubspannung wird erneut mit Hilfe eines Penaltyalgorithmus für jeden Knoten eine Gegenkraft erzeugt, die einer Relativbewegung der Kontaktpartner entgegenwirkt. [Abq12]

Im Rahmen der Untersuchungen offenbarte dieses Reibmodell Schwächen, die sich in einer nicht immer korrekten Abbildung des in Experimenten beobachteten Flanscheinzugs äußerten (s. Kap. 7). Die Größe der Abweichungen erforderte jedoch nicht zwingend eine Implementierung höher entwickelter Reibmodelle, die z. B. Abhängigkeiten des Reibwerts von der Flächenpressung oder der Gleitgeschwindigkeit erfassen. Da die Ermittlung entsprechender Daten einen erheblichen experimentellen Aufwand bedeutet, wurde im vorliegenden Fall darauf verzichtet.

Lasten und Randbedingungen

Als Randbedingungen wurden alle Bewegungsfreiheitsgrade der Matrize und alle bis auf die Bewegung in y-Richtung (siehe Koordinatensystem in Abb. 5-1) des Niederhalters gesperrt. Während der Rückfederungsberechnung wurden alle Kontakte des Bleches aufgehoben und alle Lasten entfernt, sodass sich die entsprechende Bauteilform ohne Zwangsbedingungen einstellen konnte. Um ein berechnungsfähiges, statisch bestimmtes System zu erhalten, wurde lediglich ein einzelner Knoten nur für die Rückfederungsberechnung des Werkstücks fest eingespannt.

Als äußere Lasten wirkten die Schließkraft F_s in y-Richtung auf den Niederhalter und der Wirkmediendruck p_i als Flächenlast auf das Werkstück. Für beide Lasten wurden zeitabhängige Amplituden eingestellt, die verschiedene Steuerkurven im Wirkmediendruck-Schließkraft-Diagramm ermöglichten. Der Wirkmediendruck wurde auf alle niederhalterseitigen Oberflächenknoten des Werkstücks verteilt (jeweils in der aktuellen, lokalen Normalenrichtung). Diese Modellierung stellt gegenüber dem Experiment eine Vereinfachung dar, denn im Flanschbereich kann der vom Wirkmedium aufgebraachte Druck aufgrund der Dichtwirkung des Niederhalters geringer ausfallen. Metz diskutierte hierzu verschiedene Herangehensweisen der Modellierung der druckbeaufschlagten Fläche [Met05]. Die beiden Extremfälle

seines Vergleichs sind eine Druckbeaufschlagung der gesamten niederhalterseitigen Werkstückoberfläche und eine Beaufschlagung nur des Teils, der sich aktuell über der Matrizenöffnung befindet. Hieraus ergeben sich Auswirkungen auf die Flächenpressung im Flanschbereich und damit indirekt auf den Flanscheinzug. Im Verlauf der vorliegenden Arbeit wurden mit den Formen 2 und 3 ausschließlich Streckziehprozesse simuliert. Die genaue Größe der Flächenpressung im Flanschbereich war dabei von untergeordnetem Interesse, solange sie groß genug war, um einen Flanscheinzug weitgehend zu unterbinden. Die Simulation des Tiefziehens mit Form 1 erforderte jedoch eine genauere Abbildung des resultierenden Flanscheinzugs. Die vom Niederhalter aufgebrachte Flächenpressung betrug dabei je nach Steuerkurve zwischen 10 und 50 MPa. Ob die Flanschfläche zusätzlich mit dem Wirkmediendruck von 9 MPa beaufschlagt wird oder nicht, macht somit einen deutlichen Unterschied. In einer von Ertugrul betreuten Studienarbeit zeigte Özel, dass bei den für das Tiefziehen üblichen Flächenpressungen, das Wirkmedium bis nahe an den Blechrand in den Flanschbereich vordringt [S-Oez08]. Deshalb wurde der Druckbeaufschlagung der gesamten niederhalterseitigen Werkstückoberfläche der Vorzug gegeben.

5.2 Wahl des Elementtyps

Elementtypen, die für die Umformsimulation in Frage kommen, unterscheiden sich hinsichtlich der verwendeten Ansatzfunktionen, der Dimensionalität (Schalen- oder Volumenelemente), der geometrischen Ausprägung (z. B. Tetraeder oder Hexaeder) und der Anzahl innerer Knoten (Integrationspunkte). Für die Umformsimulation werden Hexaederelemente in der Regel bevorzugt, da sie häufig bei gröberer Vernetzung Netzkonzvergenz erreichen [Kle07b].

Die Qualität einer Vernetzung für die FEM hängt nach Meywerk in entscheidendem Maß von der geometrischen Form der entstehenden Elemente ab [Mey07]. In diesem Zusammenhang führt er als Qualitätsmerkmal u. a. den „aspect ratio“ an, der das Längenverhältnis der längsten zur kürzesten Kante eines Elements bezeichnet. Für eine gute Vernetzungsqualität sollte dieses nach Meywerk möglichst nahe an eins liegen. In den Simulationen der Blechumformung ist die kürzeste Elementkante meist durch die Blechstärke und die Anzahl der Elemente entlang dieser vorgegeben. Über die Forderung nach einem günstigen Elementkantenverhältnis limitiert die Blechstärke somit auch die Elementkantenlängen in der Blechebenenrichtung. Das hieraus resultierende

Netz kann deutlich feiner ausfallen, als es z. B. die Gradienten der berechneten Ergebnisgrößen im Rahmen einer Netzkonvergenzanalyse erfordern. Die Konsequenz ist eine unnötig große Anzahl an Elementen mit unnötig kleinen minimalen Elementkantenlängen und damit ein unnötig großer Rechenaufwand.

Die Verwendung von Schalenelementen umgeht dieses Problem, denn Schalenelemente besitzen nur Kanten in der Blechebene. Deren Länge ist unabhängig von der angenommenen Blechstärke. Ihr Nachteil ist, dass sie je nach zugrunde gelegtem Schalenmodell keine oder nur stark vereinfachte Aussagen zu Spannungen und Dehnungen in Blechdickenrichtung zulassen. Allein aufgrund der Geometrie sind im Fall der Rippenblechumformung allerdings triaxiale Spannungszustände an der Fugestelle zwischen Rippe und Blech zu erwarten, denn hier können Kräfte in Blechnormalenrichtung übertragen werden. Abbildung 5-2 veranschaulicht dies am Beispiel einer Umformsimulation mit Volumenelementen. Im betrachteten Element nahe dem Rippenende sind sowohl die Dehnungen in Dickenrichtung als auch der dreidimensionale Spannungszustand gut zu erkennen.

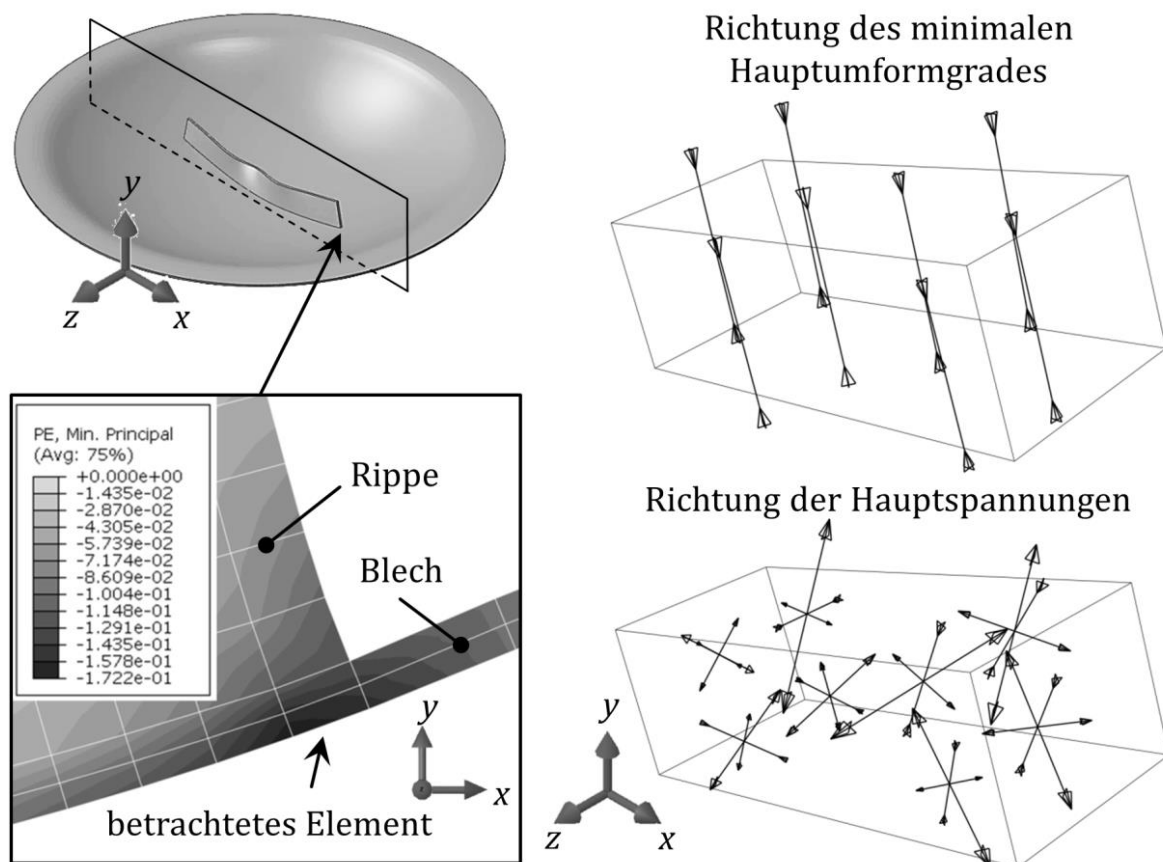


Abb. 5-2: Minimaler Umformgrad („PE, Min. Principal“) im Längsschnitt durch den Übergang von der Rippe zum Blech und Richtung der Hauptspannungen und des minimalen Hauptumformgrades eines ausgewählten Elements.

Ein Nachteil der Volumenelemente ist ihre Anfälligkeit für das sog. Schub-Locking (auch „parasitärer Schub“) bei Verwendung linearer Ansatzfunktionen für die Verschiebungen. Schub-Locking tritt bei einer Biegebeanspruchung der Elemente auf und lässt sich in Anlehnung an Koschnik wie folgt erklären [Kos04]: Im idealen Biegebalken stehen Querschnitte, die vor der Umformung senkrecht zur Balkenachse standen, auch nach der Umformung senkrecht zur deformierten Achse (Annahme von Bernoulli). Elemente mit linearer Ansatzfunktion hingegen können die Biegelinie nur abbilden, indem sie in ihren Ecken einen von 90° abweichenden Winkel einstellen (Trapezform). Diese Winkeländerungen sind gleichbedeutend mit einer künstlichen Schubverzerrung, die in der analytischen Lösung nicht vorhanden ist. Das Element erzeugt in Folge dessen einen erhöhten Widerstand gegen die Umformung, der sich im Fall des Balkens durch eine niedrigere Durchbiegung bemerkbar macht. Schub-Locking lässt sich auf zwei Arten reduzieren: durch eine feinere Vernetzung entlang des gebogenen Querschnitts und durch eine höhergradige Ansatzfunktion für die Verschiebungen, die „gekrümmte“ Elemente zulässt.

Für die Versagensart des Rippenbeulens spielt Schub-Locking eine wichtige Rolle, denn das Beulen der Rippen manifestiert sich als mehrfache Biegung der Rippen um ihre Hochachse. Auch dieser Effekt lässt sich veranschaulichen durch den Vergleich zweier Simulationen, von denen eine mit Volumen- und die andere mit Schalenelementen gerechnet wurde (Abb. 5-3). Die Wahl einer quadratischen Ansatzfunktion kann das Problem zwar lindern. Allerdings steigt hierdurch die Rechenzeit (im gezeigten Beispiel von sieben auf über 260 Stunden).

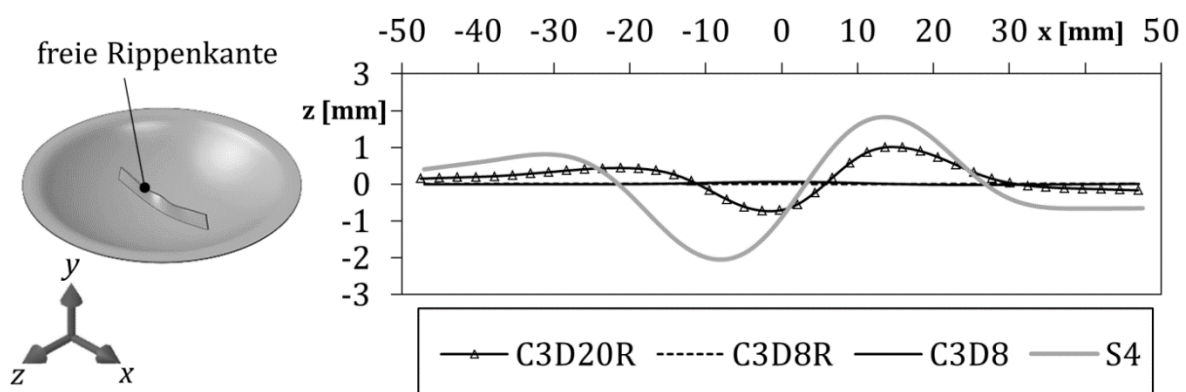


Abb.: 5-3: Geometrieplot der freien Rippenkante nach der Simulation des Streckziehens mit Form 1, Rippenhöhe 15 mm, Elementtypen: C3D20R (reduziert integriertes Volumenelement mit quadratischem Ansatz), C3D8R (reduziert integriertes Volumenelement mit linearem Ansatz), C3D8 (vollintegriertes Volumenelement mit linearem Ansatz), S4 (vollintegriertes Schalenelement mit 9 Integrationspunkten in Dickenrichtung und linearem Ansatz).

Als Fazit kann daher festgehalten werden, dass Schalenelemente die besseren Ergebnisse bezüglich des Beulverhaltens der Rippen liefern und zu kürzeren Rechenzeiten führen, während zur Bestimmung der lokalen Dehnungen am Rippenende Volumenelemente zu bevorzugen sind. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde die Wahl des Elementtyps daher der jeweiligen Fragestellung angepasst.

5.3 Wahl des Solvers

Wie in Kapitel 2.3.1 bereits erläutert, lassen sich vorimplementierte Solver hinsichtlich der Zeitintegration in implizite und explizite Solver unterscheiden. Explizite Solver liefern in jedem Fall eine Lösung, wobei aufgrund der Stabilitätsbedingung und der daraus folgenden kleinen Zeitschrittweite eine Massenskalierung erforderlich sein kann. Implizite Solver hingegen benötigen kleine Zeitschritte nur dann, wenn sich die Ergebnisgrößen sehr schnell ändern. Ihr Nachteil ist, dass sie die Lösung einer zusätzlichen, nichtlinearen Gleichung erfordern. Ob dies (mit akzeptablem Aufwand) gelingt, hängt vom betrachteten Problem ab.

Für das Problem der HBU sind nichtlineare Eigenschaften der Geometrie, des Materialmodells, der Lasten und Randbedingungen sowie des Kontaktes kennzeichnend. Hinzu kommt ein nichtlineares (nicht glattes) Zeitverhalten. Die Frage nach dem bestgeeigneten Solver ist in diesem Fall auf Grundlage der Theorie allein nicht zu beantworten. Daher wurden ein statisch impliziter, ein dynamisch impliziter und ein expliziter Solver getestet. Kriterien des Tests waren die Plausibilität und Genauigkeit der erzielten Ergebnisse sowie die Rechenzeit. Letzterer kommt in dieser Arbeit besondere Bedeutung zu, da sowohl die in Kapitel 7 genutzte Optimierung der Steuerkurven als auch der in Kapitel 9 beschriebene Algorithmus zur Halbzeugauslegung auf einer iterativen Vorgehensweise beruhen. Die Ergebnisse des Tests werden im Folgenden qualitativ beschrieben, um die getroffene Solverauswahl zu begründen. Quantitative Angaben zur erreichten Ergebnisgüte in Form eines Abgleichs mit experimentellen Daten und Angaben zu den Rechenzeiten enthalten die nachfolgenden Kapitel.

Der statisch implizite Solver war ohne zusätzliche Vereinfachungen auf das gegebene Problem nicht anwendbar. Unabhängig von Vernetzung, Kontaktalgorithmus und Elementtyp kam es in allen getesteten Fällen zum Abbruch der Berechnung meist schon beim ersten Zeitschritt. Durch Auswertung der Protokolldateien wurde die Ursache dieser Abbrüche in

Konvergenzproblemen der Zeitintegration gefunden, die wiederum auf die zahlreichen Nichtlinearitäten im System zurückzuführen sind. Die Vereinfachung der Bewegungsgleichung (2-1) für den vollkommen statischen Fall ($M\ddot{x} = 0, D\dot{x} = 0$) reduziert zudem die Möglichkeiten einer Einflussnahme z. B. durch eine zusätzliche Dämpfung. Der eigentlichen Umformsimulation schloss sich jedoch jeweils eine Rückfederungsberechnung an. Während dieser waren keinerlei Kontakte und nur konstante Randbedingungen definiert. Mit einer vorhandenen Lösung der Umformung als Anfangswert war der statisch implizite Solver auf diesen Berechnungsschritt anwendbar und lieferte plausible Ergebnisse mit wenigen Zeitschritten.

Der explizite Solver lieferte auch für die Umformsimulation eine Lösung. Allerdings waren Zeitschrittweiten, die zu akzeptablen Rechenzeiten führten, nur mit einer gegenüber dem abgebildeten Werkstoff mindestens tausendfach erhöhten Dichte zu erreichen (Massenskalierung, s. Kap. 2.3.1). Die erhöhte Massenträgheit führte jedoch während der freien Aufweitung zu einem Überspringen des nur an den Rändern eingespannten Werkstücks. Die Folge war ein Einschwingvorgang, der nur beim expliziten Solver zu beobachten war (Abb. 5-4 zeigt diesen im Plot der kinetischen Energie des Systems). Gleichzeitig zeigte das Beulverhalten der Rippen mit erhöhter Masse eine deutliche Abhängigkeit von der Geschwindigkeit des Druckaufbaus. Eine erhöhte Geschwindigkeit führte dabei zu einer reduzierten Rippenbeule. Die quasistatische Natur des betrachteten Prozesses ging durch die Massenskalierung somit verloren.

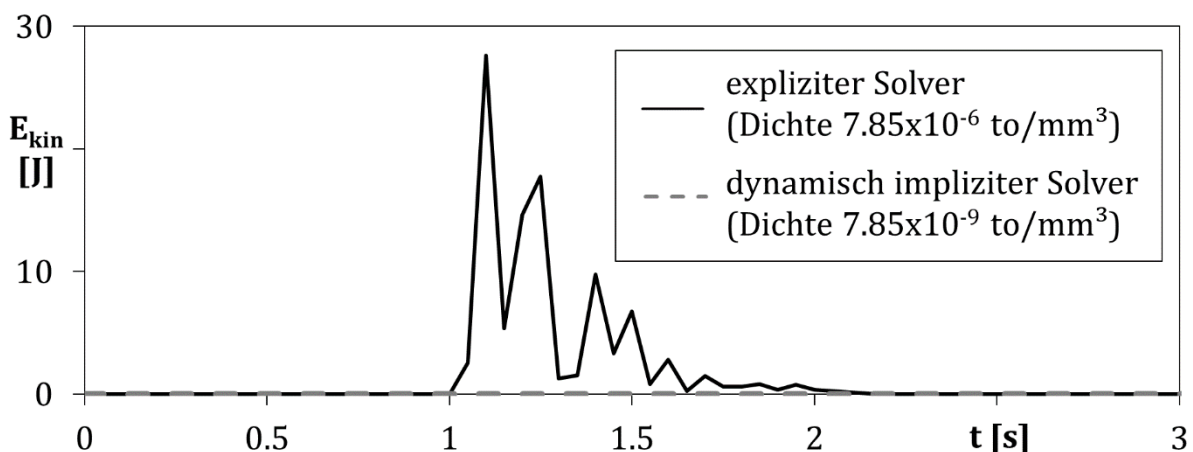


Abb. 5-4: Kinetische Energie des gesamten Modells der HBU mit Form 2 bis zum Anlegen des Werkstücks an die Form (bei ca. $t = 3,0$ sec).

Der dynamisch implizite Solver bietet im Gegensatz zum statisch impliziten die Möglichkeit, über den Dämpfungsterm der Bewegungsgleichung einen zusätzlichen Teil der Systemenergie zu dissipieren. Das hierdurch etwas günstigere Zeitverhalten des Systems verbessert die Konvergenzrate bei der

numerischen Zeitintegration. Aufgrund der quasistatischen Natur der HBU (kleine \dot{x}) sind hieraus resultierende Auswirkungen auf die nun mögliche Lösung marginal. Ein Großteil der Rechenzeit entfiel jedoch auf die Lösung des Kontaktproblems. Trotz der erhöhten Dämpfung kam es zu einer schwingenden Relativbewegung von Werkstückknoten unter gleichzeitigem Kontakt zur Werkzeugoberfläche. Da ihre Amplitude weniger als 0,01 mm betrug, blieben diese Schwingungen ohne Auswirkungen auf das Ergebnis. Eine um den Faktor 100 erhöhte Dichte des modellierten Werkstoffs beschleunigte ihr Abklingen, wodurch die Rechenzeit um ca. 60% auf dann zum expliziten Solver vergleichbare Werte reduziert wurde. Vergleichsrechnungen mit der ursprünglichen Masse zeigten, dass dieses Vorgehen, anders als die deutlich höhere Massenskalierung im Fall des expliziten Solvers, keinen wesentlichen Einfluss auf das Ergebnis nahm (s. Anhang 11.3).

Auf Basis dieser Erkenntnisse fiel die Wahl für die Simulation der HBU auf den dynamisch impliziten und für die Rückfederungsberechnung auf den statisch impliziten Solver.

5.4 Verwendung von Submodellen

Submodelle sind ein Ansatz, um lokale Bereiche eines Simulationsmodells einer gesonderten Behandlung zu unterziehen. Dabei wird aus dem Ursprungsmodell (globales Modell) der Bereich von Interesse herausgetrennt und in ein Submodell überführt. Die Ränder des entstehenden Ausschnitts werden mit Verschiebungs- und Spannungsrandbedingungen versehen, die aus der zuvor ermittelten Lösung des globalen Modells stammen. Das Submodell kann nun z. B. mit einer abweichenden Vernetzung (Elementtyp und -größe), zusätzlichen lokalen Randbedingungen, veränderter lokaler Geometrie oder einem anderen Solver gelöst werden. Eine im Submodell vorgenommene Veränderung darf allerdings keine Auswirkungen auf die Ergebnisgrößen haben, die über den Rand des Submodells hinausreichen. Andernfalls wären die vom globalen Modell übernommenen Randbedingungen fehlerhaft.

In der vorliegenden Arbeit wurde die Methode genutzt, um die lokale Geometrie des Rippenendes im HTV zu variieren, ohne dabei das gesamte Modell neu zu berechnen. Die Validierung des gewählten Ausschnitts zeigt Anhang 11.3. Als Randbedingungen wurden die Spannungen und Verschiebungen aus dem globalen Modell übertragen.

6 Kerbwirkung von Rippenenden

Die in einer Stufe erreichbare Ziehtiefe ist ein wichtiges Merkmal aller Ziehverfahren. Neben den Verfahren selbst entscheidet auch das Formänderungsvermögen der verwendeten Halbzeuge über die Größe dieses Wertes. Ist es erschöpft, versagt das Werkstück durch Reißen. Kritische Bereiche sind etwa Eckbodenradien oder der Zargenbereich beim Materialfluss über konvexe Ziehkanten. Bei der HBU von Rippenblech kommen hierzu die Rippenenden. In Experimenten versagte das Blech an dieser Stelle oft noch während der freien Aufweitung. Für die erreichbare Ziehtiefe war die Wirkung der Rippen in solchen Fällen maßgebend. Sie hat damit direkten Einfluss auf das Spektrum der fehlerfrei herstellbaren Bauteilgeometrien.

In Analogie zur Festigkeitslehre kann der lokale Einfluss eines Rippenendes auf den Formänderungszustand als „vollplastische Kerbwirkung“ interpretiert werden. Diese lässt sich durch eine geometriespezifische Kerbformzahl beschreiben, die neben der Form des Rippenendes auch vom verwendeten Werkstoff abhängt. Aus diesem Zusammenhang ergeben sich verallgemeinerbare Gestaltungsempfehlungen für die Konstruktion von Rippenblechbauteilen, mit deren Anwendung das herstellbare Bauteilspektrum besser ausgeschöpft werden kann.

Auf Basis von Experimenten und der numerischen Simulation leitet das folgende Kapitel diese Erkenntnisse her und beschreibt die Vermessung der Kerbwirkung verschiedener Rippenenden im Zugversuch und im hydraulischen Tiefungsversuch (HTV).

6.1 Definition der dehnungsbasierten Kerbformzahl

Eine Quantifizierung der Kerbwirkung basierend auf Spannungswerten ist im Fall vollständig plastischer Querschnitte wenig aussagekräftig. Ein Spannungsprofil ergibt sich allenfalls als Folge lokal unterschiedlich

fortgeschrittener Verfestigung. Stattdessen kann die lokale Wirkung einer Kerbe auf den Formänderungszustand in Umformversuchen ermittelt werden. Analog zur spannungsbasierten Kerbformzahl, welche die überhöhte Spannung im Kerbgrund mit einer Nennspannung vergleicht, kann der zu beobachtende lokal überhöhte Umformgrad mit einem „Nenumformgrad“ φ_n verglichen werden, der unter vergleichbarer Belastung ohne Kerbe erreicht wird. Als Vergleichsgröße eignet sich der Umformgrad in Blechdickenrichtung φ_s , der die Ausdünnung des Bleches beschreibt und für das Versagen durch Bersten maßgeblich ist. Er kann durch die in Kapitel 3 beschriebene optische Messung der Haupt- und Nebenformänderung (φ_1 und φ_2) in Blechebenenrichtung aus der Volumenkonstanz bestimmt werden:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_s = 0 \quad (6-1)$$

Während der freien Aufweitung der HBU und des HTV sind sowohl Haupt- als auch Nebenformänderung im überwiegenden Teil des Doms positiv. Daher muss φ_s dort negativ sein und das Blech ausdünnen. Das absolute Minimum $\varphi_{s,min}$ ist beim Bersten des Bleches am Rippenende bereits zuvor genau an dieser Kerbstelle zu finden. Zur Ermittlung des Nenumformgrades im hydraulischen Tiefungsversuch eignet sich eine Stelle, die den gleichen Abstand vom Dommittelpunkt wie das betrachtete Rippenende hat und gleichzeitig möglichst weit von diesem (oder einem anderen Rippenende) entfernt liegt. Im HTV erfüllen die beiden Schnittpunkte p_1 und p_2 des Umkreises der Rippenenden auf dem Dom mit einer Ebene senkrecht zur Rippe durch den Dommittelpunkt diese Kriterien (Abb. 6-1). Nimmt die Rippe in einem hypothetischen Fall keinen Einfluss auf den Formänderungszustand, sollte der an dieser Stelle ermittelte Nenumformgrad gleich dem minimalen Umformgrad am Rippenende sein. Der tatsächlich zu beobachtende Unterschied quantifiziert die plastische Kerbwirkung der Rippe. Verallgemeinernd ergibt sich hieraus für die dehnungsbasierte Kerbformzahl α_{φ_s} folgende Definition:

$$\alpha_{\varphi_s} = \frac{\varphi_{s,min}}{\varphi_n} \quad (6-2)$$

6.2 Ermittlung dehnungsbasierter Kerbformzahlen

Mit Zugversuch und HTV kann die Kerbwirkung von Rippenenden für zwei verschiedene Formänderungszustände ermittelt werden, die typisch für die HBU sind. Den Bereich positiver Haupt- und Nebenformänderung des Doms bildet der HTV ab, Bereiche positiver Haupt- und negativer

Nebenformänderung (z.B. schräg zulaufende Zargen) der Zugversuch.

Ein Nachteil obiger Definition der Kerbformzahl ist, dass nicht für alle Probenformen ein sinnvoller Nennumformgrad angegeben werden kann. Für den Zugversuch ist dies beispielsweise nicht möglich, da hier die Rippenenden starken Einfluss auf die Formänderungen in der gesamten Probe nehmen. Die Betrachtung des lokalen Maximums der Blechausdünnung am Rippenende kann hier ersatzweise zur Quantifizierung der Kerbwirkung dienen.

Abbildung 6-1 zeigt die verwendeten Probenformen beider Versuche. Die Blechstärke betrug 1 mm sowohl für das Deckblech als auch die Rippen. Die HTV-Proben waren symmetrisch und wurden mittig in der Versuchseinrichtung positioniert. Der angedeutete Durchmesser entspricht dem äußeren Durchmesser des Ziehrings. Die Bereiche außerhalb des gestrichelten Kreises dienten zum Spannen der Probe. Auf den Zugproben wurden die Rippen in Längsrichtung um 2 mm verschoben, um einen Anriss der Probe auf der immer gleichen Seite der Rippe zu provozieren. Die Rippenlänge betrug in allen Versuchen 60 mm, die Rippenhöhe 15 mm.

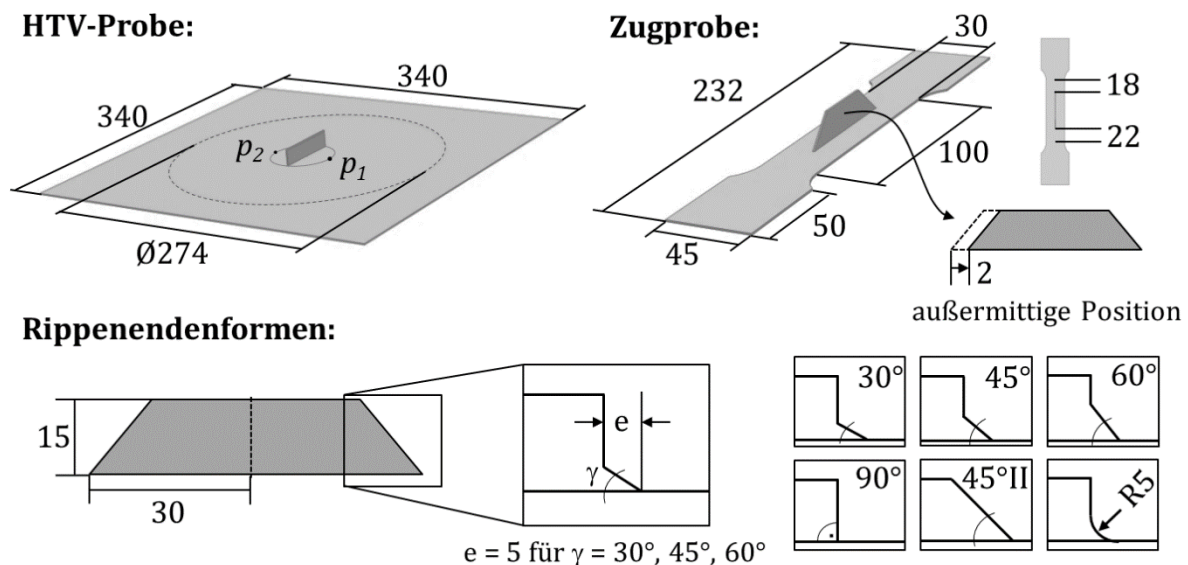


Abb. 6-1: Probenformen für den Rippenzug- und den hydraulischen Tiefungsversuch, alle Angaben in mm, Blechdicke $s_0 = 1$ mm.

Der Übergangswinkel zwischen Rippe und Blech variierte in vier Stufen (30°, 45°, 60° und 90°). Die Rippenenden wurden abgesetzt ausgeführt, sodass die freie Rippenkante trotz unterschiedlicher Winkel immer gleich lang war. In früheren Versuchen z. B. von Ertugrul kamen durchgängig zugeschnittene Rippenenden mit 45°-Winkel zum Einsatz. Um zu ermitteln, ob dies einen Einfluss auf die Kerbwirkung hat, wurde zusätzlich ein solches Rippenende in die Untersuchung mit einbezogen (45°-II). Als sechste Endenform wurde ein Übergangsradius von 5 mm getestet (R5).

6.2.1 Experimentelle Vorgehensweise

Mit den Endenformen 30°, 45°, 60° und R5 wurden jeweils drei Wiederholungen des Zugversuchs durchgeführt, mit den Endenformen 90° und 45°-II jeweils eine. Die Traversengeschwindigkeit betrug in allen Versuchen 20 mm/min.

Der HTV wurde mit zwei Proben mit dem 90°-Ende und mit einer Probe mit dem 45°-II-Ende durchgeführt. Die Rippen lagen dabei wie in der HBU auf der Druckseite und damit auf der Innenseite des sich ausbildenden Doms. Die Geschwindigkeit der Versuche wurde über einen Volumenstrom von ca. 1,2 l/min einheitlich festgelegt. Ein HTV dauerte damit ca. eine Minute. Die optische Dehnungsmessung mit zwei Kameras ermöglichte die Bestimmung der aktuellen Domhöhe h_d .

Alle Proben wurden auf der den Rippen abgewandten Seite mit dem für die Dehnungsmessung erforderlichen stochastischen Muster versehen. Als Vergleichspunkt wurden in beiden Versuchen je zwei Referenzproben ohne Rippe getestet.

6.2.2 Vorgehensweise der numerischen Simulation

Aufgrund der geringen Probenzahl müssen die Experimente als Stichprobenversuche verstanden werden. Sie dienten in erster Linie als Validierungsversuche für die numerische Simulation, die den Schwerpunkt der Untersuchungen dieses Kapitels bildet. Dieses Vorgehen erlaubte die Untersuchung weiterer Rippenenden im HTV, die isolierte Betrachtung der Kerbwirkung von Rippenenden und Schweißnaht sowie eine Variation des verwendeten Werkstoffs. Abbildung 6-2 fasst den Modellaufbau für beide Versuche zusammen.

Für die Modellierung des Zugversuches wurde die Halbsymmetrie der Probe ausgenutzt. Im idealen Zugversuch sind die Spannflächen der Probe beiderseits fest eingespannt. Typischerweise kommt es in der Realität jedoch zu einem leichten Nachfließen zwischen den Spannbacken, sodass einige Bereiche der Spannflächen wie der Rest der Probe gedehnt werden. Um den Anteil der Spannflächendehnung an der Gesamtdehnung abzubilden, verfügte die modellierte Probe über verkürzte Spannbereiche auf beiden Seiten, deren Stirnflächen mit entsprechenden Randbedingungen belegt wurden. Eine Stirnfläche der Probe wurde fest eingespannt (Sperrung aller sechs Freiheitsgrade der Knoten), während die Knoten der anderen Stirnfläche an einen Starrkörper gebunden wurden, der die Traversenbewegung u vollzog. Für den Werkstoff (DC04) wurde nach der in Kapitel 5 und Anhang 11.3

beschriebenen Vorgehensweise ein anisotropes Materialmodell angelegt. Zudem war eine Berücksichtigung der Schweißnahtverhärtung erforderlich, um die experimentellen Ergebnisse mit hinreichender Genauigkeit abzubilden. Hierzu wurde für den Bereich des Bleches unterhalb der Rippe ein Materialmodell mit der in Kapitel 3 eingeführten Fließkurve „Schweißnaht 2“ und ohne Anisotropie angelegt.

In der Aramismessung entspricht die Ausgabe eines einzelnen Messwertes für jede Facette einer Mittelung, die dämpfend bzw. glättend auf das ermittelte lokale Minimum wirkt. Um diese Ergebnisse mit den Berechnungsergebnissen der numerischen Simulation vergleichen zu können, wurden auch hier die berechneten Werte jeweils über ein Element gemittelt, anstatt sie an den Knoten auszulesen. Um für beide Fälle den gleichen Mittelungseffekt zu erzielen, wurde die Elementkantenlänge (also die Länge über die gemittelt wurde) der Facettenlänge (bei Schnitten dem Abstand der Messpunkte) des Aramissystems angepasst. Mit zwei Elementen in Blechdickenrichtung und drei Elementen in Richtung der Rippendicke führte dies auf ca. 3200 Elemente. Die verwendeten Hexaederelemente mit quadratischer Formfunktion lieferten identische Ergebnisse für die voll integrierte und die reduziert integrierte Variante. Die Zugversuchssimulation wurde mit dem Static General Solver (Standard Newton) gelöst.

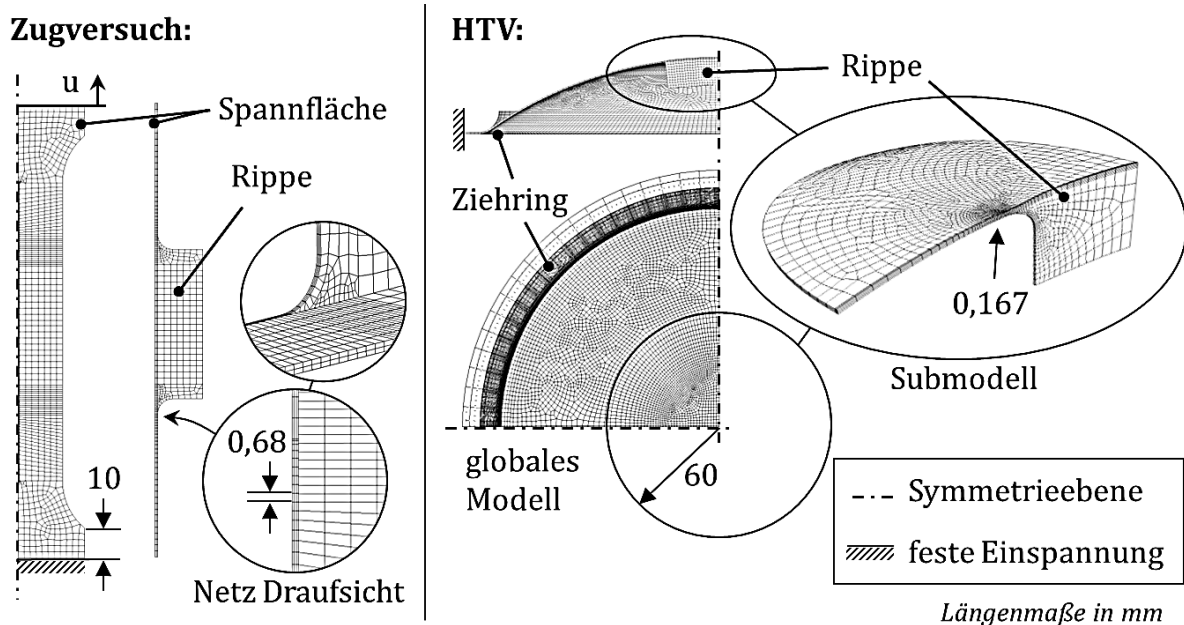


Abb. 6-2: Zusammenfassung der Simulationsmodelle für Rippenzugversuch und HTV (vgl. auch Kapitel 5).

Die Modelle des HTV nutzten die Viertelsymmetrie der Probe. Der Ziehring wurde als analytischer Starrkörper modelliert und die Kontaktformulierung aus der Simulation der HBU übernommen (s. Kap. 5) mit dem Unterschied, dass

reibungsfrei gerechnet wurde. Alle Randknoten des Bleches wurden fest eingespannt, sodass die Modellierung eines Niederhalters nicht erforderlich war. Das Werkstück wurde durch voll integrierte Hexaeder mit quadratischer Formfunktion diskretisiert. Zwei Elemente über der Dicke und eine an die Auflösung des Aramis-Systems angelehnte Elementkantenlänge von 1 mm im Bereich der Kerbe ergaben bereits ca. 8800 Elemente. Um die Auflösung gegenüber dem Experiment zu steigern, wurde daher zusätzlich ein Submodell mit einer Elementkantenlänge von 0,167 mm erstellt, das aus einem kreisrunden Ausschnitt der Probe mit einem Radius von 60 mm bestand. In diesem Fall lag Netzkonvergenz vor (s. Anhang 11.3). In ausgewählten Simulationen wurde auch für den HTV eine Schweißnahtverhärtung berücksichtigt, um deren Einfluss genauer zu untersuchen. Die Simulation des HTV wurde mit dem Static General Solver (Standard Newton) gelöst.

6.3 Ergebnisse des Rippenzugversuchs

Die Auswirkungen einer Rippe auf das Ergebnis des Zugversuchs lassen sich in globale und lokale Auswirkungen unterteilen. Erstere verdeutlicht der in Abbildung 6-3 gezeigte Vergleich zweier Proben mit und ohne Rippe. Von der Rippe geht eine Stützwirkung aus, die sowohl die Längs- als auch die Querdehnung blockiert. Dies macht sich auch durch eine leicht gesteigerte Maximalkraft bemerkbar. Vor und hinter der Rippe entstehen zwei Bereiche seitlicher Einschnürung. Ist die Rippe, wie in den Versuchen, außermittig positioniert, sind diese Bereiche unterschiedlich lang. In allen Experimenten kam es im längeren Einschnürbereich jeweils einige Millimeter vor dem Rippenende zum Riss. Dabei erreichten die Zugproben einen maximalen Traversenweg zwischen 25,5 mm und 29 mm und damit etwa zwei Drittel der Gesamtdehnung der Referenzproben ohne Rippe (40 mm und 40,5 mm). Ein Zusammenhang der erreichten Maximaldehnung mit der verwendeten Rippenendenform kann auf Basis der Ergebnisse nicht festgestellt werden. Aufgrund der einseitigen Versteifung und der damit einhergehenden Exzentrizität der Kraftwirkungslinien verbogen sich zudem die Proben um eine Krümmungsachse senkrecht zur Zugrichtung auf der Rippenseite.

Die auffälligste lokale Auswirkung ist eine Vertiefung des Bleches am Übergang zu den Rippen. Diese kann teilweise durch die beobachtete Biegung der Proben erklärt werden, die ein Anheben der Rippenenden vom Blech zur Folge hat. Als alleinige Erklärung taugt dies jedoch nicht, denn nicht alle Proben werden gleich gebogen. In den Versuchen bestanden größere

Unterschiede z.B. zwischen der 45°-II- und der 90°-Probe. Die beobachtete Vertiefung war jedoch für alle Proben ähnlich. Dass es sich tatsächlich um eine lokale Einschnürung handelt, zeigt die Auswertung der optischen Dehnungsmessung in Abb. 6-4.

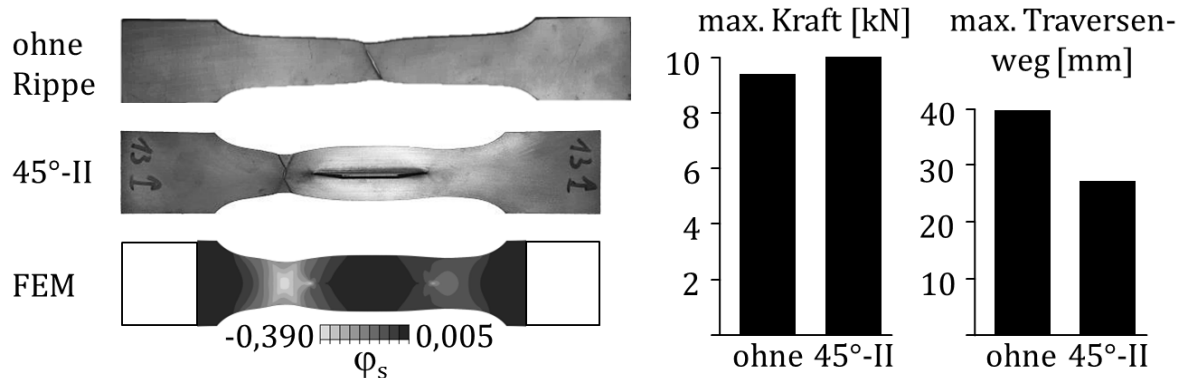


Abb. 6-3: Globale Auswirkung einer Rippe auf das Ergebnis des Zugversuchs: links: Einschnürung und Vergleich zur Simulation, rechts: max. Kraft und Traversenweg im Experiment.

Hierzu wurde der Umformgrad in Blechdickenrichtung bei einem Traversenweg von 15 mm entlang des gezeigten Pfades ausgelesen und das Ergebnis der verschiedenen Proben verglichen. Neben den in der Simulation bereits etwas stärker ausgeprägten lokalen Minima in den Bereichen der seitlichen Einschnürung weist der Verlauf zwei weitere Minima unmittelbar an den Rippenenden auf, von denen eines das absolute Minimum darstellt. Der Vergleich dieses Wertes für verschiedene Rippenenden zeigt gemessen an der Streuung keine signifikanten Unterschiede. Die Simulationsergebnisse bilden dieses Verhalten ab. Lediglich für das 90°-Ende wurde eine zu große Ausdünnung vorhergesagt, was durch die fehlende Abbildung des Übergangsradius der Schweißnahtwurzel (ca. 1 mm) zu erklären ist. Signifikante Unterschiede im Ergebnis des abgesetzten und des durchgängig zugeschnittenen Rippenendes sind ebenfalls nicht zu erkennen.

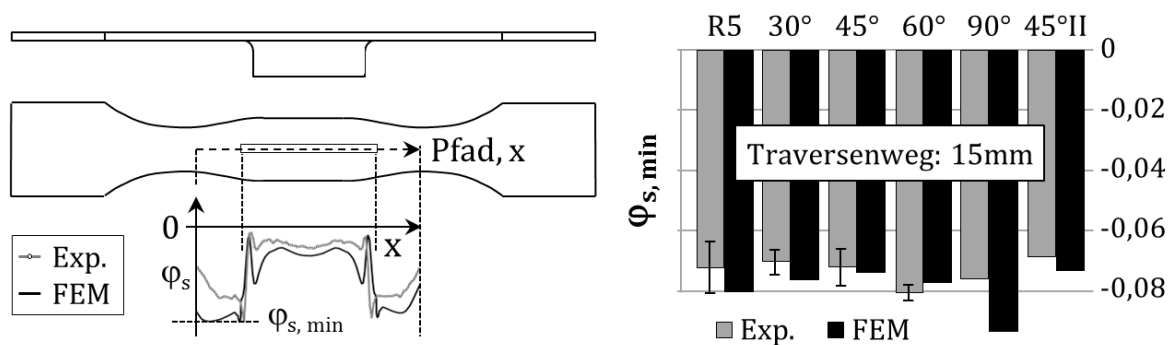


Abb. 6-4: Minimaler Umformgrad in Blechdickenrichtung nach dem Rippenzugversuch mit verschiedenen Rippenenden, Fehlerindikatoren entsprechen maximalem und minimalem Messwert aus drei Wiederholungen.

6.4 Ergebnisse des hydraulischen Tiefungsversuchs

Mit dem HTV gelang die experimentelle Ermittlung dehnungsbasierter Kerbformzahlen. Die Ergebnisse dienten der Validierung der Simulationsmodelle, auf deren Basis weitere Erkenntnisse zum Einfluss der Rippenendenform, des Werkstoffs und der Schweißnaht gewonnen wurden.

6.4.1 Versuchsauswertung und Validierung der Simulationsmodelle

Die maximal erreichte Domhöhe lag in allen drei Versuchen zwischen 54 und 56 mm. Danach kam es jeweils simultan an beiden Rippenenden zum Riss. Mit einer Rate von zwei Bildern pro Sekunde wurden über den gesamten Versuch die Dehnungen der Probenoberfläche und die aktuelle Domhöhe h_d gemessen. Abbildung 6-5 zeigt die Auswertung dieser Messungen exemplarisch für eine der beiden Proben mit dem 90°-Ende.

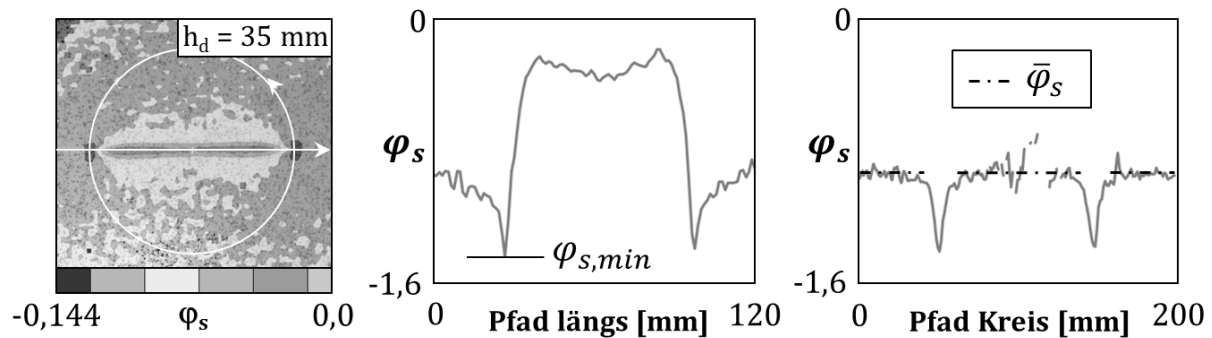


Abb. 6-5: Auswertung der optischen Dehnungsmessung im HTV (Probe 1, 90°-Ende, aktuelle Domhöhe: 35 mm): links: Aramisaufnahme, Mitte und rechts: Umformgrade in Blechdickenrichtung entlang der eingezeichneten Pfade.

In allen Aufnahmen waren die beiden Minima des Umformgrades in Dickenrichtung an den Rippenenden gut zu erkennen. Die Messung entlang des Umkreises durch die Rippenenden (Kreispfad) hingegen wurde von einem Rauschen überlagert. Zusätzlich erkannte das Messsystem in verschiedenen Aufnahmen einzelne Bereiche des stochastischen Musters nicht, sodass für diese keine Messergebnisse vorlagen. Eine zwischen allen Messungen vergleichbare Größe lieferte die Mittelung der vorhandenen Messwerte eines Bildes entlang des Kreispfades unter Auslassung der Einflusszone der Rippenenden (Abb. 6-5 rechts). Der resultierende Wert $\bar{\varphi}_s$ diente in der Bestimmung der Kerbformzahl als Nennumformgrad ($\varphi_n = \bar{\varphi}_s$). Mit Gleichung (6-2) konnte die dehnungsbasierte Kerbformzahl so über den Versuchsfortschritt, repräsentiert durch die aktuelle Domhöhe h_d , angegeben werden:

$$\alpha_{\varphi_s}(h_d) = \frac{\varphi_{s,min}(h_d)}{\bar{\varphi}_s(h_d)}. \quad (6-3)$$

Das Ergebnis dieser Auswertung für alle drei Proben zeigt Abb. 6-6. Im dargestellten Intervall der Domhöhe liegen die ermittelten Werte der dehnungsbasierten Kerbformzahl zwischen 1,36 und 2,6, wobei sowohl das Maximum als auch das Minimum zur 45°-Probe gehören. Der Vergleich der beiden 90°-Proben zeigt eine ausreichende Reproduzierbarkeit des Versuchs, um die beobachteten Unterschiede zum 45°-Ende als charakteristisch zu werten. Grundsätzlich ähneln sich jedoch alle drei Verläufe. Die Entwicklung der dehnungsbasierten Kerbformzahl mit fortschreitender Formänderung ist offenbar nichtlinear. Für Probe 1 wird der Verlauf bspw. durch Gleichung (6-4) mit den Koeffizienten $K_1 = 2,838$, $K_2 = 0,000742$, $K_3 = -0,0424$ und $K_4 = 1,656$ mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,9672 approximiert (s. Abb. 6-7).

$$\alpha_{\varphi s}(h_d) = \frac{K_1}{\sqrt{h_d}} + K_2 h_d^2 + K_3 h_d + K_4 \quad (6-4)$$

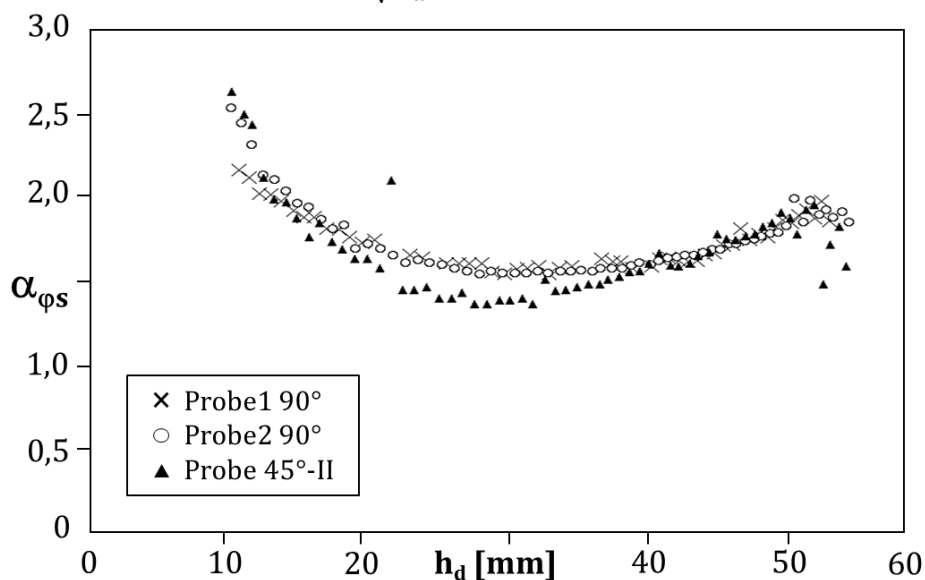


Abb. 6-6: Kerbformzahl über Domhöhe im HTV.

Abbildung 6-7 vergleicht die Ergebnisse von Probe 1 mit den Ergebnissen der Simulation bei Verwendung des globalen und des Submodells. Der Ort der maximalen Ausdünnung verlagerte sich in den Simulationen vom Ausgangspunkt, der je nach Endenform ca. 1-3 mm vor dem Rippenende lag, mit fortschreitender Formänderung in radialer Richtung nach innen bis zum Rippenende. Um den dargestellten stetigen Verlauf der Kerbformzahl zu erhalten, wurde das Minimum des Umformgrades in Dickenrichtung daher im globalen Modell über zwei und im Submodell über fünf Elemente gemittelt. Alternativ wurde eine Auswertung des jeweiligen absoluten Minimums getestet, die zwar zu einer quantitativ besseren Übereinstimmung mit dem Experiment aber gleichzeitig zu einem unstetigen Verlauf der Kerbformzahl führte. Für alle weiteren Untersuchungen wurde daher entschieden, die

gemittelten Umformgrade zur Auswertung heranzuziehen, da ein stetiger Verlauf trotz der quantitativen Abweichungen den Charakter der experimentellen Ergebnisse besser abbildet.

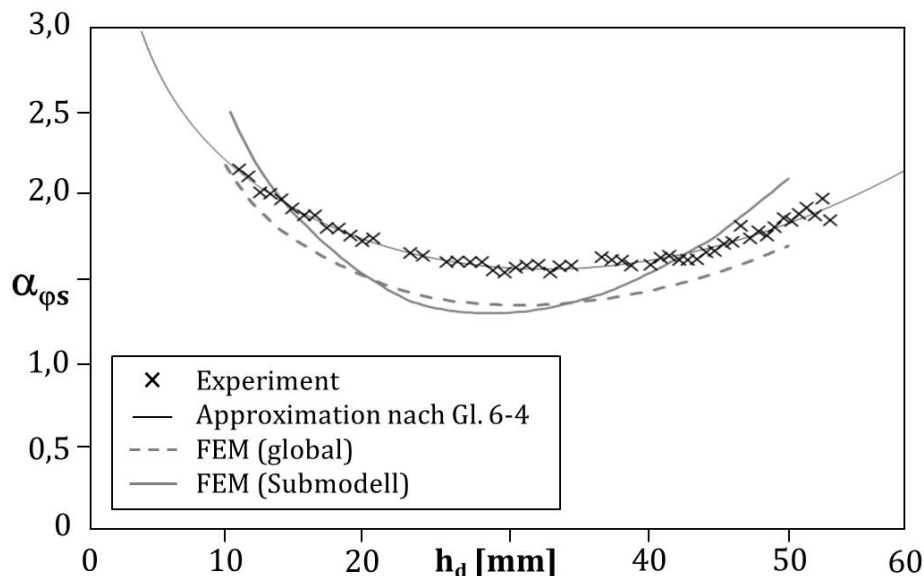


Abb. 6-7: Vergleich von Experiment und Simulation des HTV: Verlauf der Kerbformzahl mit wachsender Domhöhe.

6.4.2 Einfluss der Rippenendenform

Wie in Kapitel 6.2 beschrieben konnte ein Einfluss der Elementgröße auf das Berechnungsergebnis bei Verwendung des Submodells ausgeschlossen werden. Zudem waren das lokale Minimum des Umformgrades in Dickenrichtung und damit die Unterschiede im Verlauf der Kerbformzahl verschiedener Rippenenden mit diesem Modell deutlicher ausgeprägt. Die folgende Darstellung der Auswirkung verschiedener Rippenenden auf die lokale Ausdünnung und die Kerbformzahl basieren daher vollständig auf dem Submodell.

Abbildung 6-8 zeigt, wie die Form des Rippenendes auf den minimalen Umformgrad in Dickenrichtung Einfluss nimmt: Je steiler der Übergangswinkel ist, desto größer ist die berechnete örtliche Ausdünnung. Der Vergleich zwischen den Endenformen 45° und 45°-II legt nahe, dass lediglich der unmittelbare Übergangsbereich eine Rolle spielt, während die globale Rippengeometrie keinen Einfluss zu haben scheint. Die geringste Blechausdünnung erreichte das Modell mit dem Übergangsradius (R5).

In der Simulation konnte der Nenumformgrad an dem in Kapitel 6.2 beschriebenen Punkt ausgewertet werden. Die hieraus errechneten Kerbformzahlen in Abhängigkeit der Domhöhe zeigt Abbildung 6-9.

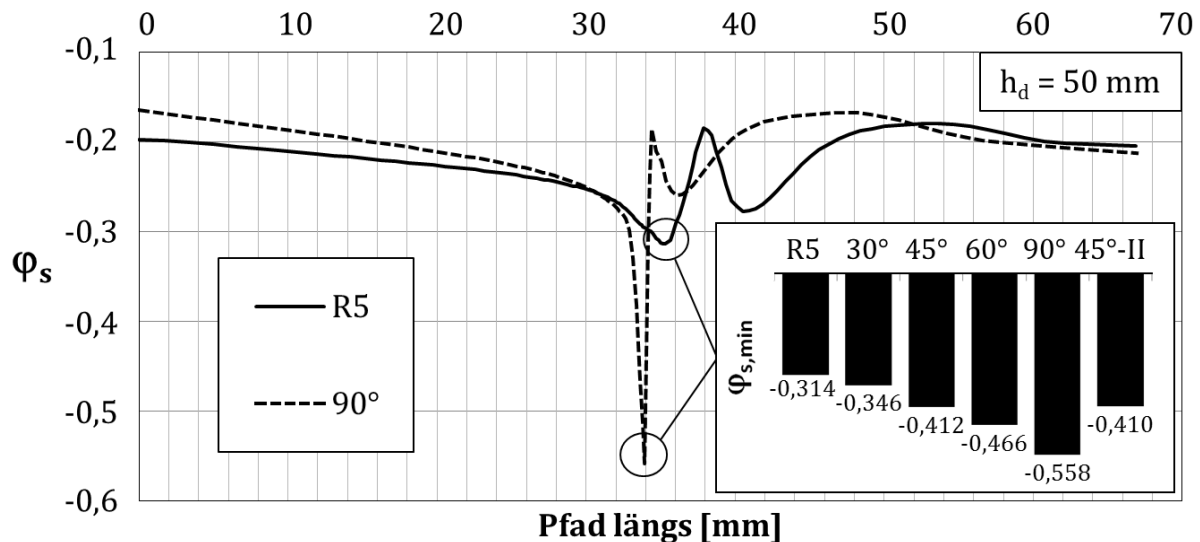


Abb. 6-8: Minimaler Umformgrad in Dickenrichtung für verschiedene Rippenenden nach Erreichen einer Domhöhe (h_d) von 50 mm im HTV (FE-Simulation).

Ab einer Domhöhe von ca. 30 mm entwickelte der Übergangsradius die geringste Kerbwirkung. Einem im Vergleich zu den anderen Übergangswinkeln atypischen Verlauf folgte das 30°-Ende. Bei niedrigen Domhöhen zeigte es die niedrigste Kerbwirkung aller Endenformen. Im Bereich mittlerer Domhöhen überstieg seine Kerbwirkung jedoch die der beiden 45°-Enden und sogar die des 60°-Endes. Zum Ende des simulierten Versuchsablaufs lag die Kerbwirkung wieder zwischen der des Übergangsradius und der der beiden 45°-Enden. Unabhängig von der Domhöhe lag die berechnete Kerbwirkung des 90°-Endes stets über der aller anderen Rippenenden.

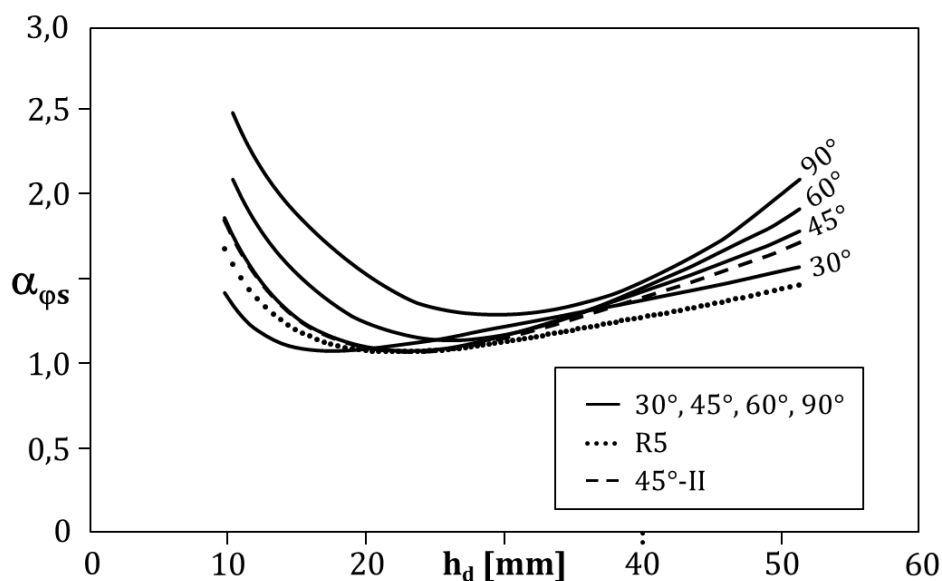


Abb. 6-9: Verlauf der Kerbformzahl über der Domhöhe in der Simulation des HTV für verschiedene Rippenendenformen.

6.4.3 Einfluss des Werkstoffs

Mit den in Kapitel 3 eingeführten Werkstoffmodellen für die Aluminiumlegierung AA 5182 und den Dualphasenstahl DP800 wurde die Rechnung für das 90°-Ende mit dem globalen Modell wiederholt. Das Ergebnis zeigt Abbildung 6-10.

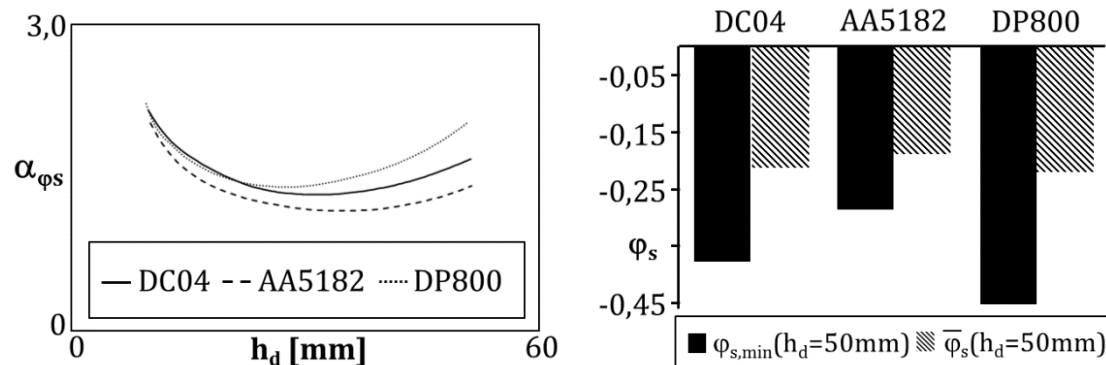


Abb. 6-10: Einfluss des Werkstoffs auf die Entwicklung der dehnungsbasierten Kerbformzahl in der FE-Simulation des HTV mit 90°-Rippenende.

Der berechnete Einfluss des Werkstoffs auf die Kerbformzahl lag in einer ähnlichen Größenordnung wie der der Rippenendenform. Der niedrigere Elastizitätsmodul der Aluminiumlegierung wirkte sich von Beginn an entschärfend auf die Kerbwirkung des Rippenendes aus. Die gegenüber dem DC04 höhere Streckgrenze und stärkere Verfestigung des DP800 führten ab einer Domhöhe von etwa 20 mm zu höheren Kerbformzahlen. Bis zum Ende des simulierten Versuchs nahm dieser Unterschied kontinuierlich zu. Der Vergleich der minimalen Umformgrade in Dickenrichtung und der Nennumformgrade ($\bar{\varphi}_s$) zeigt, dass die unterschiedliche Kerbwirkung jeweils durch die lokalen Formänderungen am Rippenende zustande kam, während der Nennumformgrad bei gleicher Domhöhe für alle Werkstoffe annähernd gleich blieb.

Bei der Beurteilung dieser Unterschiede muss berücksichtigt werden, dass die Rippe im HTV durch die Krümmung des Doms gebogen wird. Das resultierende Biegemoment wird vom Blech aufgenommen, was am Übergang einen deutlich drei-achsigen Beanspruchungszustand zur Folge hat. Abbildung 6-11 zeigt für die drei Werkstoffe welche Bereiche der Rippe bei einer Domhöhe von 50 mm plastisch umgeformt wurden. Einzig für das Modell des DP800 ist noch immer eine deutlich ausgeprägte dehnungsneutrale Faser zu erkennen. Die Querschnitte der anderen Modelle sind aufgrund der Streckbiegebelastung vollständig plastisch. Das resultierende Biegemoment und damit die zusätzliche Beanspruchung des Bleches am Übergang fallen somit deutlich niedriger aus.

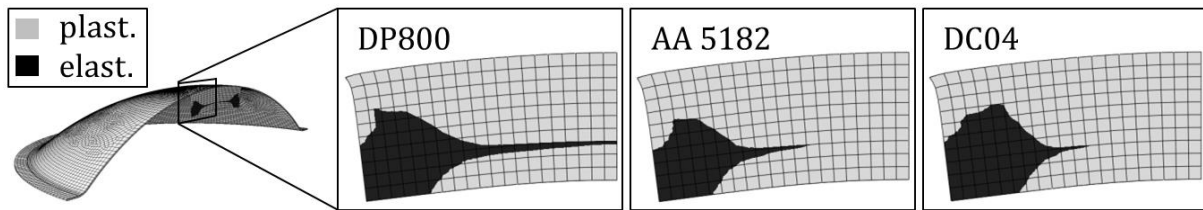


Abb. 6-11: Plastifizierung der Rippe in der Simulation des HTV bei Verwendung verschiedener Materialmodelle.

6.4.4 Einfluss der Schweißnaht

Für die bisher vorgestellten Berechnungen des HTV wurde keine Schweißnahtverhärtung berücksichtigt. Deren Einfluss zeigt Abbildung 6-12 am Beispiel eines Submodells mit R5-Rippenende. Aufgetragen ist erneut der Umformgrad in Blechdickenrichtung über den Längspfad bis zur Mitte der Rippe. Im Bereich des Minimums ergaben die Berechnungen eine betragsmäßige Steigerung des Umformgrades von ca. 10 %. Ein Einfluss der Schweißnaht auf den weit abseits ermittelten Nennumformgrad war nicht zu verzeichnen. Nach Gleichung (6-2) lag damit auch der Einfluss auf die Kerbformzahl im Bereich von 10 %.

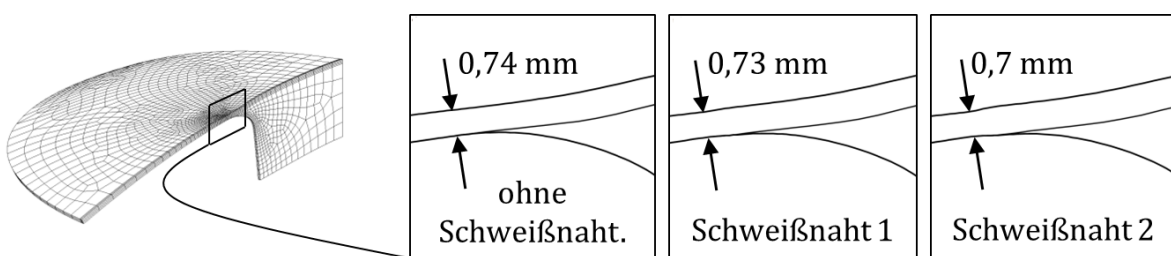
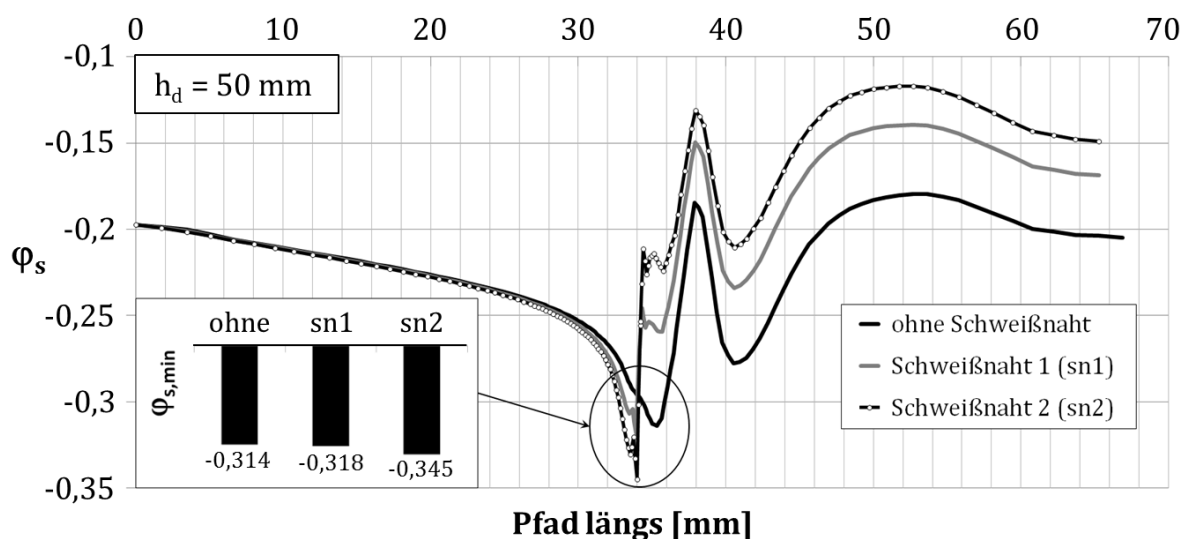


Abb. 6-12: Einfluss der Schweißnahtverhärtung auf den minimalen Umformgrad in Dickenrichtung und die Kontur der Kerbe für ein R-5 Rippenende (FE-Simulation).

Wie schon bei den Aramismessungen spiegeln diese Ergebnisse den Formänderungszustand auf der Blechoberfläche wider, aus dem nach Gleichung (6-1) die Blechausdünnung berechnet wurde. Nimmt man die tatsächlich berechnete Blechdicke als Bewertungsgrundlage (Abb. 6-12 unten), steigt die Kerbformzahl aufgrund der Schweißnaht um ca. 15%.

6.5 Schlussfolgerungen und Gestaltungshinweise

Experimentell ermittelte Kerbformzahlen kurz vor dem Riss lagen zwischen 1,5 und 2,0. Eine mögliche Interpretation dieses Ergebnisses ist, dass das Formänderungsvermögen des Werkstücks damit um ein Drittel bis die Hälfte reduziert wurde. Tatsächlich erreichte der HTV ohne Rippe bei einer Domhöhe von 104,5 mm einen maximalen Umformgrad in Dickenrichtung von 0,906, während die Simulation mit dem 90°-Ende bei der im Experiment erreichten Domhöhe von 54 mm einen Wert von 0,558 aufwies. Bei bekanntem Formänderungsvermögen des Werkstoffs kann die dehnungsbasierte Kerbformzahl demnach verwendet werden, um die maximal ertragbare Formänderung eines Rippenendes vorherzusagen. Wie im elastischen Fall wird auch die dehnungsbasierte Kerbformzahl dabei von einer Vielzahl an Faktoren wie Geometrie und Spannungszustand beeinflusst.

Zudem verhält sich die dehnungsbasierte Kerbformzahl nichtlinear mit wachsender Formänderung. Für einen Bereich mittlerer Formänderungen ist ein Minimum zu verzeichnen, bei dem auch die beobachteten Abhängigkeiten von der Rippenendenform weniger deutlich zu Tage treten. Als mögliche Erklärung kann folgende Hypothese formuliert werden:

Zu Beginn des Versuchs verhält sich der Werkstoff rein elastisch. Aufgrund der elastischen Kerbwirkung des Rippenendes sind die resultierenden Beanspruchungen an dieser Stelle größer als im restlichen Werkstück und die Fließgrenze wird früher erreicht. Nach ihrer Überschreitung nehmen die Formänderungen mit steigender Last deutlich schneller zu als in Bereichen mit immer noch elastischem Werkstoffverhalten. Die Ausdünnung im Bereich der Kerbe gewinnt in diesem Stadium einen Vorsprung gegenüber der Ausdünnung am Vergleichspunkt zur Ermittlung des Nennumformgrades. Dies erklärt die hohen Werte der Kerbformzahl bei niedrigen Domhöhen. Mit steigender Domhöhe beginnt der Werkstoff auch am Vergleichspunkt zu fließen. Der Unterschied zwischen minimalem und Nennumformgrad wächst nun langsamer als die Absolutwerte beider Größen. Damit wird auch ihr Quotient, die Kerbformzahl, kleiner. Hielte dieser Zustand an, würde sich die

Kerbformzahl schließlich einem Wert von 1 nähern. Mit zunehmender Formänderung tritt jedoch eine Lokalisierung der Ausdünnung am Rippenende ein. Gründe dafür können im gegenüber der Umgebung seit der ersten Dehnung kleineren tragenden Querschnitt und dem mehrachsigen Beanspruchungszustand gefunden werden. Im Diagramm der Kerbformzahl über der Domhöhe spiegelt sich diese Phase der zunehmenden Lokalisierung als Anstieg der Kerbformzahl wieder. Anfänglich kann die Verfestigung dem noch entgegenwirken, bis es schließlich zur plastischen Instabilität und kurz darauf zum Riss kommt.

Neben dem nichtlinearen Verhalten der Kerbformzahl erklärt diese Hypothese auch den beobachteten Einfluss des Werkstoffs im Fall der Aluminiumlegierung. Der kleinere Elastizitätsmodul führt dazu, dass die Formänderung beim Überschreiten der Fließgrenze weniger stark „beschleunigt“. Der beschriebene Vorsprung des lokalen Umformgrades am Rippenende fällt daher kleiner aus, woraus sich eine kleinere Kerbformzahl ergibt. Die kerbverschärfende Wirkung des DP800 scheint der Hypothese zunächst zu widersprechen, denn die größere Verfestigung sollte der Lokalisierung eigentlich entgegenwirken. Dass es dennoch zu einer größeren Ausdünnung kommt, kann durch den erhöhten Widerstand der Rippe gegen die Biegeanteile der Umformung jedoch plausibel erklärt werden. Durch diesen Widerstand verursachen die Rippenenden am Übergang zum Blech einen ungünstigen Beanspruchungszustand.

In der numerischen Simulation ließ sich die Kerbwirkung durch eine Gestaltung der Rippenendenform um ca. ein Drittel reduzieren. Niedrige Werte wurden dabei vom Übergangsradius erreicht. Bei Verwendung schräger Übergänge sind flache Winkel zu bevorzugen. Durch niedrigere Werte der Kerbformzahl des 45°-II-Endes im Vergleich mit dem 90°-Ende bei mittlerer Formänderung konnte dieser Effekt im Experiment grundsätzlich bestätigt werden. Die Simulationen mit dem 45°- und dem 45°-II-Ende und der Vergleich von Simulation und Experiment des Zugversuchs mit dem 90°-Ende deuten darauf hin, dass hierfür lediglich der unmittelbare Übergangsbereich von der Rippe zum Blech von Bedeutung ist.

Besondere Bedeutung kommt in diesem Zusammenhang der Schweißnahtwurzel zu. Gelingt es, diese mit einem Übergangsradius auszuführen, sollte dies die Kerbwirkung deutlich reduzieren. Bei der Wahl der Schweißparameter ist zudem die resultierende Schweißnahtverhärtung zu beachten, die eine Zunahme der Kerbwirkung um bis zu 15 % zur Folge haben kann. Je nach Werkstoff kann hier eventuell ein kontrolliertes Abkühlen nach

dem Schweißprozess oder ein Nachglühen Abhilfe schaffen.

Im Zugversuch lagen die Bereiche kritischer Ausdünnung abseits des Rippenendes, wenngleich genau wie im HTV eine Kerbwirkung grundsätzlich nachweisbar ist. Augenscheinlich tritt bei einem Formänderungszustand mit positiver Haupt- und negativer Nebenformänderung die Kerbwirkung eines Rippenendes gegenüber der Stützwirkung der Rippe in den Hintergrund. Im Ergebnis führt dies letztlich aber ebenfalls auf eine Reduzierung des Formänderungsvermögens des Rippenblechs durch eine Konzentration der ansonsten verteilten Formänderung auf Bereiche abseits der Rippe. Zur Beurteilung der Kerbwirkung unterschiedlich gestalteter Rippenenden eignet sich der Zugversuch jedoch nicht. Für weitergehende Studien ist stattdessen der HTV zu empfehlen.

7 Rippenbeulen

In Kapitel 4 wurde eine intuitive Erkenntnis durch einfache Berechnungen belegt: Umso höher eine Rippe ist, desto mehr versteift sie das Blech. Modaressi und Showkati zeigten jedoch, wie durch das Ausbeulen von Rippen deren versteifende Wirkung größtenteils verloren geht [Mod11]. Und schließlich beobachtete Ertugrul, dass das Auftreten von Beulen während der Umformung mit zunehmender Höhe der Rippen und zunehmender Krümmung des Bleches ebenfalls zunimmt [Ert11]. Aus Sicht des Konstrukteurs ergibt sich hieraus unmittelbar die Frage, welche maximale Rippenhöhe bei einer gegebenen Krümmung fertigbar ist, bevor eine weitere Steigerung zum Verlust von Steifigkeit und Formtreue durch Fertigungsfehler führt.

Ursache für das Beulen der Rippen ist eine Druckbeanspruchung der freien Rippenkante infolge von Biegeanteilen während der Umformung. Durch höhere Schließkräfte kann dieser Druckbeanspruchung in der HBU eine neutralisierende Zugbeanspruchung überlagert werden, indem der Flanscheinzug reduziert und das Werkstück somit stärker abgestreckt wird. Bei einem solchen Vorgehen ist jedoch immer die Kerbwirkung der Rippenenden zu beachten, die mit steigender Formänderung ebenfalls zunimmt (vgl. Kap. 6). Bereits Ertugrul identifizierte den sich daraus ergebenden Zielkonflikt: Hohe Schließkräfte reduzieren das Rippenbeulen, erhöhen jedoch die Gefahr eines vorzeitigen Berstens am Rippenende [Ert11]. Reduzierte Schließkräfte haben den umgekehrten Effekt. Es werden dann zwar höhere Ziehtiefen erreicht, allerdings unter vermehrtem Rippenbeulen.

Anhand einer exemplarischen Zielgeometrie (Form 1) beschreibt Kapitel 7, wie dieser Zielkonflikt in Experimenten durch eine optimale Prozessführung entschärft werden konnte. Ein mit diesen Ergebnissen validiertes Simulationsmodell erlaubte anschließend die Variation des Formradius und damit eine Analyse der Grenzen fertigbarer Proportionen. Den Ausgangspunkt dieser Untersuchungen bildete Ertugruls analytische Abschätzung der Längsdehnung von Rippen [Ert11, e2]. Diese wurde überarbeitet, um daraus Ansätze zur Beschreibung und Vermeidung des Rippenbeulens abzuleiten.

7.1 Analytische Vorbetrachtung

Während der freien Aufweitung der HBU folgt die Rippe der Krümmung des Doms. Ihre Umformung kann in diesem Stadium als Streckbiegevorgang beschrieben werden, bei dem der reinen Biegung aufgrund des Streckziehanteils eine Längung der Rippe überlagert ist. Auf Basis geometrischer Überlegungen lassen sich die dabei auftretenden Dehnungen berechnen. Entsprechende Ergebnisse wurden bereits in [e3] und durch Ertugrul in [Ert11] veröffentlicht.

Ertugrul unterschied dabei zwischen dem Streckziehfall und dem Tiefziehfall. Für das Streckziehen nahm er an, dass dieses einer seitlichen Fixierung der Rippenenden entspricht. Aus einer gegebenen Krümmung resultiert somit eine zugehörige Längung, welche das Blech und die Rippe vollziehen müssen, um die Form zu füllen. Tatsächlich kommt es jedoch selbst beim reinen Streckziehen ohne Flanscheinzug zu einem Nachfließen der Rippenenden, da sich das Blech zwischen dem fest eingespannten Flansch und dem Rippenende dehnt.

Für den Fall des Tiefziehens nahm Ertugrul einen Wert für den Flanscheinzug an und zog diesen von der Längung der Rippe ab. Auch hierbei führt in der Realität die Dehnung zwischen Rippenende und Flansch dazu, dass die zurückgelegte Entfernung des Blechrandes nicht mit der Bewegung des Rippenendes gleichgesetzt werden kann.

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wird im Rahmen der vorliegenden Dissertation die Streckbiegelänge l_s eingeführt, die angibt, um wie viel eine Rippe infolge der Bewegung der Rippenenden gelängt wird.

Abbildung 7-1 illustriert das zugrunde gelegte Modell. Darin wird die Rippe als Biegebalken mit Rechteckquerschnitt betrachtet. Sie hat eine Ausgangslänge l_0 , eine Breite b und eine Höhe h_r . Im Fall eines kreisrunden Ziehrings kann näherungsweise angenommen werden, dass der Dom während der freien Aufweitung die Form eines Kugelausschnittes annimmt und dass die Rippe dieser Form folgt. Damit besitzt sie in allen Zwischenstadien eine über die gesamte Länge konstante Krümmung mit dem Radius R , der bis zur „Balkenmitte“ gezählt wird. Innerhalb des Rippenquerschnitts gibt die Koordinate z (gezählt von der Mittelachse nach außen) die Position in radialer Richtung an („entlang der Rippenhöhe“). Linien gleicher z -Koordinate heißen im Folgenden „Faser“. Zur Bestimmung der Länge einzelner Fasern im Bogenmaß dienen der Radius R und der Winkel α .

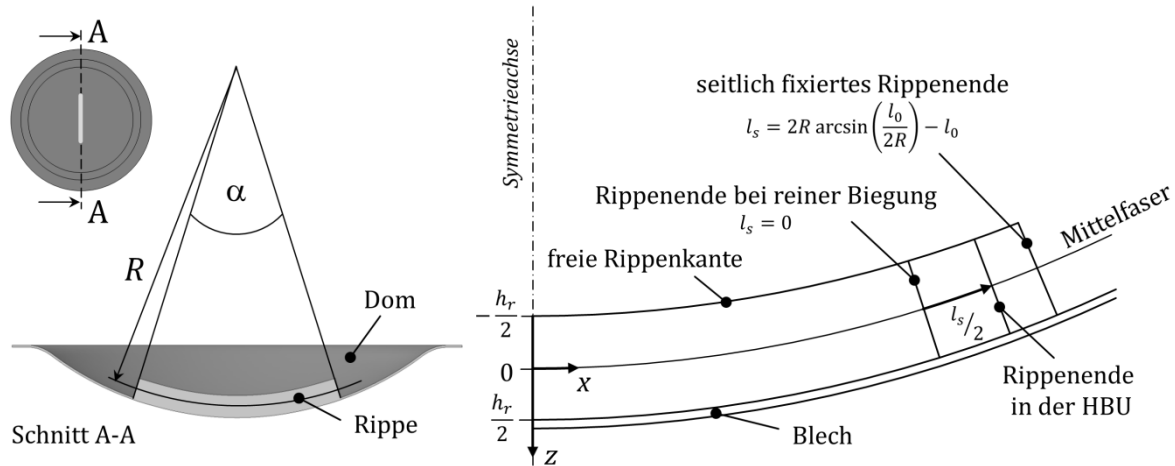


Abb.7-1: Modell des Streckbiegevorgangs einer Rippe während der HBU.

Die für schlanke Balken häufig getroffene Annahme, dass Querschnitte senkrecht zur Mittelachse während und nach der Umformung senkrecht zu dieser bleiben, soll auch hier gelten. Die neu eingeführte Streckbiegelänge l_s gibt an, um welchen Betrag sich die Mittelfaser l_m beim Streckbiegen verlängert:

$$l_m = l_0 + l_s \quad (7-1)$$

Für die Grenzfälle der reinen Biegung und des Streckbiegens mit fixierten Enden lässt sich l_s direkt angeben bzw. geometrisch herleiten zu

$$l_{s,biege} = 0 \quad (7-2a)$$

und
$$l_{s,streck} = 2R \arcsin\left(\frac{l_0}{2R}\right) - l_0. \quad (7-2b)$$

Dabei sind beide Fälle theoretischer Natur, denn während der Umformung sind weder die translatorischen Freiheitsgrade der Rippenenden vollständig gesperrt, noch wird die Rippe ohne jegliche Überlagerung von Zugdehnungen gebogen. Realitätsnahe Werte für l_s liegen also immer zwischen $l_{s,biege}$ und $l_{s,streck}$.

Für die Länge einer beliebigen Faser der Rippe gilt unabhängig von der Streckbiegelänge

$$l(z) = \alpha(R + z), \quad (7-3)$$

was sich für die Mittelfaser zu

$$l_m = \alpha R \quad (7-4)$$

verkürzt. Einsetzen der Gleichungen (7-1) und (7-4) in Gleichung (7-3) führt auf die Länge einer Faser in Abhängigkeit ihrer Position im Rippenquerschnitt

$$l(z) = (l_0 + l_s) \left(1 + \frac{z}{R}\right). \quad (7-5)$$

Mit der allgemeinen Formel der technischen Dehnung

$$\varepsilon(z) = \frac{l(z) - l_0}{l_0} \quad (7-6)$$

ergibt sich schließlich das Profil der Längsdehnungen der Rippe entlang ihres Querschnitts:

$$\varepsilon(z) = \frac{1}{l_0} \left(l_s + \frac{l_0 + l_s}{R} z \right). \quad (7-7)$$

Einsetzen von $-h_r/2$ für z liefert die Dehnung der freien Rippenkante. Abbildung 7-2 oben links entspricht Ergebnissen aus [e3] und zeigt für verschiedene Rippenhöhen, wie sich diese Dehnung beim Streckbiegen mit fixierten Enden ($l_s = l_{s,strech}$) über den Prozessverlauf entwickelt. Auf der Abszisse des Diagramms ist als Fortschrittsindikator die aktuelle Krümmung aufgetragen (skaliert mit der Ausgangslänge l_0). Zu Beginn des Prozesses wird die freie Rippenkante aufgrund der Biegung gestaucht. Dies ist der für das Beulen kritische Abschnitt. Bei einer kritischen Krümmung erreicht die Stauchung ein Maximum. Nach Überschreiten dieses Wertes überwiegen zunehmend wieder Streckanteile und es kommt zu der bereits aus älteren Arbeiten bekannten Dehnungsumkehr [Ert11, e2]. Kam es bis hierhin noch nicht zum Rippenbeulen, so ist dies auch für den Rest der freien Aufweitung nicht mehr zu erwarten.

Das rechte obere Diagramm der Abbildung zeigt für eine Rippenhöhe von $h_r = 0,067l_0$ den Einfluss der Streckbiegelänge auf diesen Verlauf. Umso näher diese am Wert des Streckbiegens mit fixierten Enden liegt, desto kleiner fällt der Betrag der maximalen Stauchung aus und desto früher wird die kritische Krümmung überschritten. Für den Grenzfall des reinen Biegens ist dies nie der Fall. Hier nimmt die Stauchung der freien Rippenkante mit zunehmender Krümmung kontinuierlich zu.

Zu gar keiner Stauchung der Rippenkante kommt es hingegen für Krümmungsradien

$$R > R^* = \frac{h_r}{2} \left(\frac{l_0}{l_s} + 1 \right). \quad (7-8)$$

Diese Bedingung lässt sich durch Einsetzen von $-h_r/2$ in Gleichung (7-7) und die Forderung nach einer Dehnung größer Null herleiten. Der Radius R^* markiert den Übergang vom Strecken zum Stauchen und hängt unter anderem

von der Rippenhöhe ab. Die Funktion $R^*(h_r)$ liefert einen ersten Zusammenhang zwischen dem fehlerfrei fertigbaren Formradius ($R_f \approx R^*(h_r) + h_r/2 + s_0$) und der Rippenhöhe. Abbildung 7-2 unten zeigt den Verlauf von $R^*(h_r)$ im h_r - R_f -Diagramm. Wertepaare aus R_f und h_r oberhalb der resultierenden Geraden führen zu einer gestreckten Rippenkante. Ein Beulen kann für diese Kombinationen ausgeschlossen werden. Die gezeigte Abhängigkeit von der Streckbiegelänge ergibt sich aus Gleichung (7-8). Je größer l_s ist, desto größer ist der mit Sicherheit beulfrei fertigbare Bereich im h_r - R_f -Diagramm.

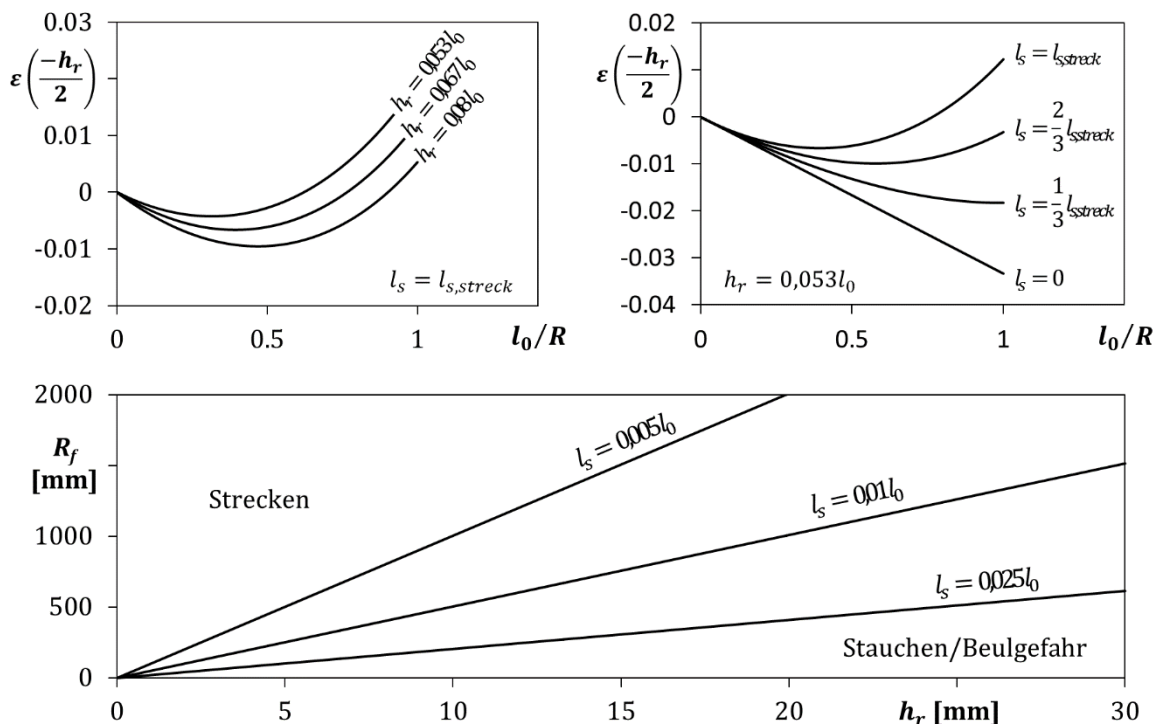


Abb. 7-2: Berechnungsergebnisse, oben: Dehnungsverlauf der freien Rippenkante in Abhängigkeit der Rippenhöhe (links) und des Streckbiegeanteils (rechts), unten: Übergang vom Strecken zum Stauchen der freien Rippenkante im h_r - R_f -Diagramm.

7.2 Experimentelle und numerische Vorgehensweise

Die dargestellten Berechnungen beruhen auf der Annahme, dass die Rippe eben bleibt. Daher bildet die analytische Betrachtung die Entwicklung nur bis zum Beulbeginn sinnvoll ab. Gleichzeitig fehlt für die gebogene, einseitig eingespannte und teilweise oder vollständig plastische Rippe ein brauchbares Beulkriterium, welches eine Vorhersage des Beulbeginns erlauben würde.

Der Beulbeginn lässt sich jedoch experimentell ermitteln. Im vorliegenden Fall wurde dies für Form 1 durchgeführt unter Variation der Steuerkurven und der Rippenhöhe. Darauf aufbauend erlaubte es die numerische Simulation, auch

die Zielgeometrie zu variieren, um den Einfluss des Formradius R_f auf den Beulbeginn zu erfassen.

7.2.1 Definition von Welligkeit, Beulbeginn und Beulgrenze

Als Maß für die Ausprägung einer Rippenbeule dient im Rahmen dieser Arbeit die Welligkeit w . Diese gibt an, um wie viel die Projektion L der freien Rippenkante auf die Flanschebene länger ist, als die direkte Verbindungslinie zwischen den Rippenenden l . Die Welligkeit ist definiert als

$$w = \frac{L - l}{l}. \quad (7-9)$$

Abbildung 7-3 veranschaulicht diese Definition anhand eines Versuchsbauteils. Nur im Fall einer perfekt geraden Rippe nimmt w einen Wert von 0 an. In der Realität sind in jedem Blechwerkstück kleinere Welligkeiten zu erwarten, weshalb für alle praktischen Belange $w > 0$ gilt. Um den Beginn einer tatsächlich durch die Umformung hervorgerufenen Beule von sonstigen Welligkeiten zu unterscheiden, wird ein Schwellenwert w_{krit} eingeführt, dessen Überschreitung den Beulbeginn markiert. In den Versuchen lagen maximal auftretende Welligkeiten nach der Halbzeugfertigung bei ca. 0,002. Hieraus ergibt sich als Bedingung für den Beulbeginn

$$w \geq w_{krit} = 0,002. \quad (7-10)$$

Ob es zu einer Überschreitung des Schwellenwertes kommt, hängt von den bereits erwähnten Einflussgrößen, dem Formradius, der Rippenhöhe und der Streckbiegelänge ab. Für jede dieser Größen kann bei ansonsten konstanten Parametern ein Grenzwert angegeben werden, für den die Bedingung in Gleichung (7-10) erfüllt ist. Dieser Wert wird im Folgenden als parameterspezifische Beulgrenze bezeichnet. Von besonderem Interesse ist die kombinierte Beulgrenze, die aus dem Zusammenspiel von Formradius und Rippenhöhe resultiert, da diese für die fehlerfrei fertigmachbaren Proportionen gekrümmter Rippenbleche wesentlich ist.

Die experimentelle Bestimmung dieser Beulgrenze setzt die Messung der Welligkeit voraus. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung wurden alle Proben aus gleichem Abstand und Blickwinkel fotografiert und die entstandenen Aufnahmen einer Bildverarbeitungssoftware zugeführt. In dieser wurden die gesuchten Längen L und l als Pixellängen ausgelesen, um daraus die Welligkeit nach Gleichung 7-9 zu berechnen. Mit einer Auflösung von 16 Pixel pro Millimeter lag die Genauigkeit der Methode bezogen auf die gemessenen Längen (ca. 100 mm) bei $\pm 0,06 \%$.

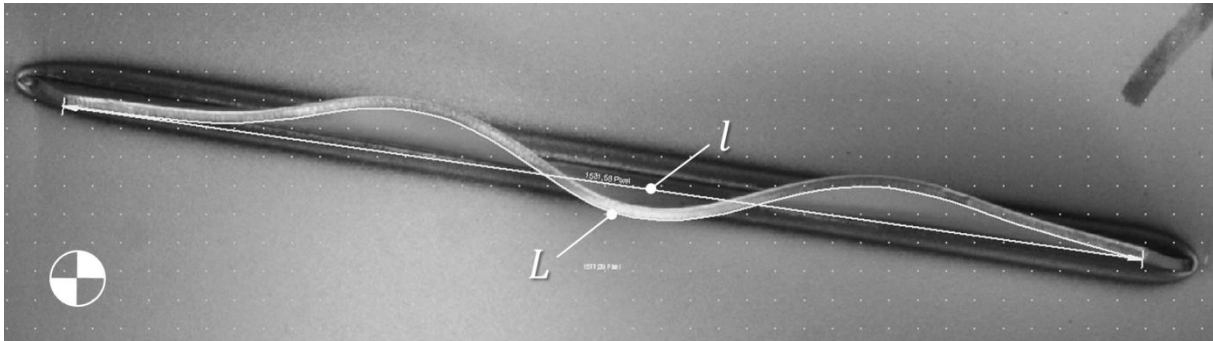


Abb. 7-3: Messung der gebeulten Länge als Pixellänge zur Bestimmung der Welligkeit nach Gl. 7-9, verwendete Kamera: Canon EOS 40D, Bildverarbeitungssoftware: Datinf Measure Version 2.2.2.4.2.

7.2.2 Experimentelles Vorgehen und Wahl der Steuerkurven

Als Zielgeometrie der Experimente diente Form 1, die kleinere der beiden Kalottenformen mit einem Formradius von 150 mm und einer resultierenden maximalen Ziehtiefe von 35 mm. Das zugehörige Werkzeug wurde auf der 50t-Pressen mit Hydrauliköl als Wirkmedium betrieben.

Die Proben wurden aus DC04 mit einer Blech- und Rippendicke von 1 mm gefertigt. Der Rindendurchmesser betrug 226 mm, die Länge l_0 der mittig positionierten Rippen 100 mm. Die Rippenhöhe variierte in 1 mm Schritten zwischen 10 und 17 mm. Vor der Umformung wurde das Blech auf der den Rippen abgewandten Seite mit einem Punktraster für eine optische Dehnungsmessung mit dem GOM-Argus-System versehen.

Durch einen Kalibrierdruck von 90 bar konnte in allen Versuchen Formfüllung erreicht werden. Der Druck wurde dabei mit konstanter Steigung über einen Zeitraum von einer Minute aufgebaut und diente für die Prozessführung als Master-Achse. Die zweite Achse der Schließkraft richtete sich als Slave-Achse nach dieser. In der Pressensteuerung konnte für 16 verschiedene Druckniveaus jeweils eine zugehörige Schließkraft eingestellt werden. Diese Möglichkeit wurde genutzt, um die in Kapitel 7.1 als kritisch identifizierte Streckbiegelänge über eine Regulierung des Flanscheinzugs zu variieren. Drei verschiedene Steuerkurven kamen hierzu in den Untersuchungen zum Einsatz (s. Abb. 7-4).

Für die Streckziehkurve C_1 wurde die maximal zur Verfügung stehende Schließkraft von 500 kN für den gesamten Umformprozess eingestellt, um einen Flanscheinzug weitestgehend zu unterbinden (maximaler Streckziehanteil).

Die Tiefziehkurve C_2 stellte für den jeweils anliegenden Wirkmediendruck die niedrigste Schließkraft ein, die gerade ausreichend war, um die Dichtheit des

Systems sicherzustellen. Diese ergab sich aus der Schließkraft des statischen Gleichgewichts multipliziert mit einem Sicherheitsfaktor von 1,12. Die Tiefziehkurve führte zum größtmöglichen Flanscheinzug und damit zur kleinstmöglichen Streckbiegelänge der Versuchsreihe.

Die dritte getestete Steuerkurve C_{opt} entstammt einer Zusammenarbeit mit Mathematikern der Arbeitsgruppe Optimierung aus dem Fachbereich Mathematik der Technischen Universität Darmstadt. Ziel dieser Zusammenarbeit war es, mittels mathematischer Optimierung den Zielkonflikt der simultanen Vermeidung von Reißern am Rippenende und Rippenbeulen aufzulösen. Zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Dissertation waren entsprechende Ergebnisse noch unveröffentlicht. Eine detaillierte Beschreibung des verwendeten Optimierungsverfahrens und dessen Anwendung auf die vorliegende Zielgeometrie findet sich jedoch in der Dissertation von Bratzke [Bra15]. Die durchgeführte Optimierung basierte auf einer Finite-Elemente-Simulation der Umformung mit den in Kapitel 5 vorgestellten Modellen. Dabei kamen anders als in den hier vorgestellten Berechnungen Volumenelemente mit linearen Ansatzfunktionen zur Anwendung. Zwar führte dies aufgrund der beschriebenen Lockingeffekte zu einem reduzierten Beulen. Doch konnte so die ebenfalls in die Optimierung mit einbezogene Ausdünnung am Rippenende besser abgebildet werden. Als Ergebnis der Optimierung spiegelt Kurve C_{opt} die Erkenntnisse der analytischen Vorbetrachtung wider. Hohe Schließkräfte und damit hohe Streckbiegelängen wurden vom Optimierungsalgorithmus für den Beginn des Prozesses vorgeschlagen, also für die Phase steigender Druckbeanspruchung der freien Rippenkante. Im späteren Prozessverlauf liegt die Schließkraft auf einem niedrigeren Niveau. Auf diese Weise wird durch vermindertes Abstrecken die Ausdünnung an den Rippenenden so klein wie möglich gehalten. Nach Abbildung 7-2 ist eine Reduzierung des Streckziehanteils möglich, sobald die kritische Krümmung überschritten wurde. Da die kritische Krümmung jedoch mit der erreichten Streckbiegelänge steigt, erfolgt der Umstieg vom Streckziehen auf das Tiefziehen im Verlauf von C_{opt} nicht sprunghaft sondern kontinuierlich.

Abbildung 7-4 zeigt den Sollverlauf aller drei Kurven im Innendruck-Schließkraft-Diagramm und die tatsächlich bereitgestellten Verläufe der 50t-Presse. Diese erlaubte keine simultane Entlastung von Druck und Schließkraft, wie sie vom Optimierungsalgorithmus vorgeschlagen wurde. Stattdessen wurde jeweils nach Erreichen des Maximaldrucks zuerst der Wirkmediendruck bei konstanter Schließkraft vollständig abgebaut.

Auswirkungen auf entstandene Rippenbeulen oder die Ausdünnung an den Rippenenden waren dabei nicht zu erwarten, da die Formänderungen während der Entlastung sehr klein waren. Der Übersichtlichkeit halber sind die entsprechenden Entlastungspfade (waagrechte Linie vom Kurvenpunkt bei Maximaldruck bis $p_i = 0$) nicht dargestellt.

Mit allen drei Steuerkurven wurden für alle acht Rippenhöhen jeweils drei Wiederholungen des Experiments durchgeführt, was auf eine Gesamtzahl von 72 Proben führte. Anschließend wurden die Welligkeiten der freien Rippenkanten und die Ausdünnung an den Rippenenden mittels optischer Dehnungsmessung erfasst.

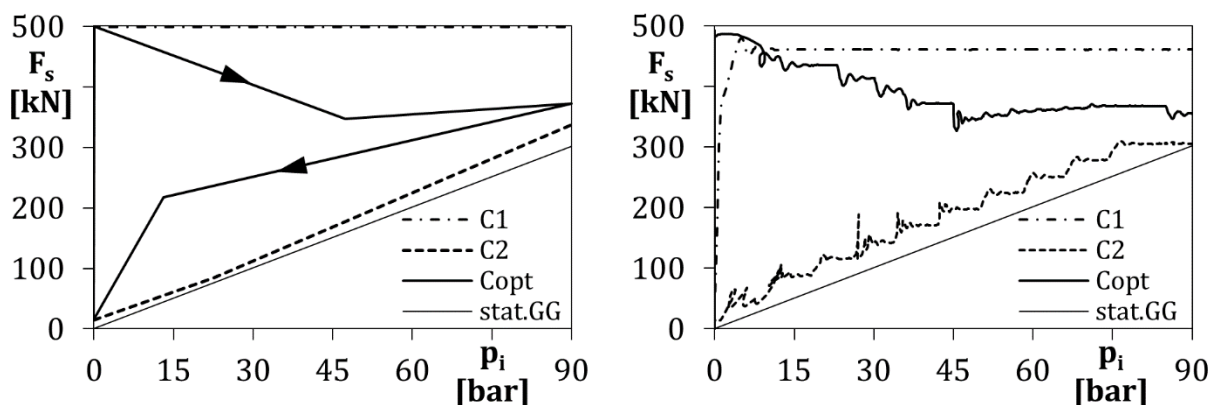


Abb. 7-4: Variation der Steuerkurven im Diagramm aus Innendruck (p_i) und Schließkraft (F_s), links: Sollverläufe, rechts: Maschinenantwort der 50t-Press.

7.2.3 Vorgehen der numerischen Simulation

Ziel der Simulationen war die Ermittlung der kombinierten Beulgrenze von Formradius und Rippenhöhe, da hierfür im Experiment eine Vielzahl von Matrizenformen erforderlich gewesen wäre. Das Hauptaugenmerk lag daher auf der korrekten Abbildung des Rippenbeulens, weshalb die numerische Simulation anders als während der Optimierung der Steuerkurve mit Schalenmodellen erfolgte. Die Ausnutzung von Symmetrien des Halbzeugs war nicht möglich, da die verschiedenen Beulmoden der Zielgeometrie sowohl Ebenen- als auch Achsensymmetrien aufwiesen. Zur Diskretisierung des Werkstücks kamen ca. 6000 Elemente vom Typ S4 zum Einsatz. Die Elementkantenlänge betrug 1,5 mm entlang der Rippen und 5 mm entlang des Rondenrandes. Die Werkzeugaktivflächen wurden als analytische Starrkörper modelliert. Das Problem wurde mit dem dynamisch-impliziten Solver gelöst.

Tabelle 7-1 zeigt alle untersuchten Formradien. Die Ziehtiefe, der Rondenradius und die Schließkraft wurden entsprechend mitskaliert. Als Steuerkurve kam eine auf die maximale Schließkraft skalierte Tiefziehkurve C_2^* zur Anwendung (mit dem jeweils gültigen statischen Gleichgewicht als

Berechnungsgrundlage). Die Rippenhöhe wurde für jeden Formradius ausgehend von einem niedrigen Wert in Schritten von einem Millimeter solange erhöht, bis ein Rippenbeulen vorlag.

Tabelle 7-1: Varianten der Simulationsmodelle mit unterschiedlichem Formradius.

Bezeichnung	Formradius [mm]	Ziehtiefe [mm]	Rondenradius [mm]	Max. Schließkraft [kN]
R100	100	23,32	78	160
R125	125	29,15	96	241
R150	150	35	113	337
R175	175	40,8	130	451
R200	200	46,63	147	581
R225	225	52,46	164	727

Im Gegensatz zum Experiment ermöglichte die numerische Simulation die Aufzeichnung des zeitlichen Verlaufs der Dehnung der Rippenkante. Dies wurde genutzt, um den Beulbeginn deutlich genauer zu erfassen, als dies nach dem Experiment mit dem Schwellenwert der Welligkeit w_{krit} möglich war. Hierzu wurde eine betrachtete Simulation wiederholt und dabei die seitliche Bewegung der Rippe durch eine zusätzliche Randbedingung gesperrt. Der resultierende zeitliche Verlauf der Dehnung der Rippenkante wurde anschließend mit dem Ursprungsmodell verglichen. Im Falle eines Rippenbeulens kommt es im Augenblick des Beulbeginns zu einer Verzweigung der Verläufe, denn die zwangsweise gerade Rippe wird weiter gestaucht, während die gebeulte Rippe seitlich ausweicht (Abb. 7-7). Der Verzweigungspunkt ist kennzeichnend für das Rippenbeulen und markiert dessen Beginn.

7.3 Ergebnisse

Die experimentellen Ergebnisse validierten die Simulation und die von Bratzke vorgeschlagene Optimierung. Darauf aufbauend wurde numerisch für die Zielgeometrie die kombinierte Beulgrenze von Formradius und Rippenhöhe ermittelt.

7.3.1 Einfluss der Steuerkurve auf das Rippenbeulen

Abbildung 7-5 vergleicht Welligkeiten verschieden hoher Rippen nach einer Umformung mit den drei Steuerkurven in Simulation und Experiment.

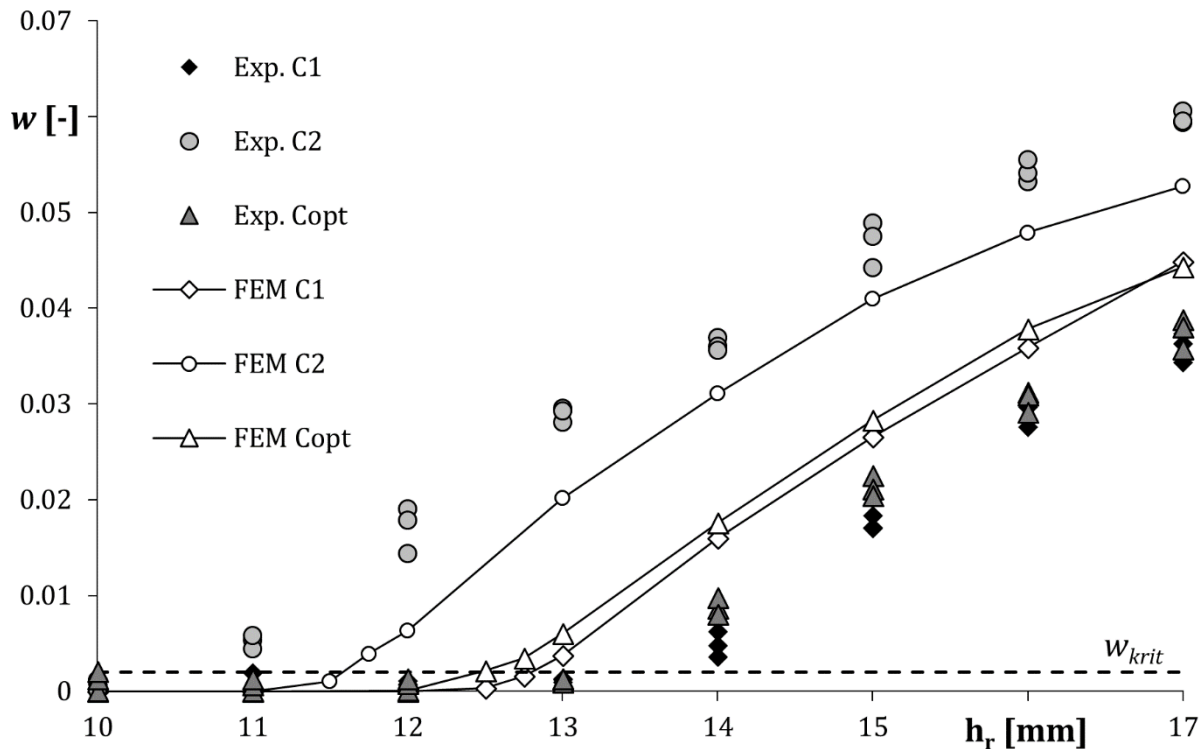


Abb. 7-5: Welligkeit der freien Rippenkante für verschiedene Rippenhöhen und Steuerkurven in der Simulation mit dem Schalenmodell und im Experiment.

Mit der Tiefziehkurve umgeformte Proben überschritten die kritische Welligkeit bei der niedrigsten Rippenhöhe (11 mm). Die Ergebnisse der Streckziehkurve und der optimierten Kurve ähneln sich. Zur Überschreitung des Schwellenwertes kam es in beiden Fällen ab einer Rippenhöhe von 14 mm. Trotz der Verwendung von Volumenelementen während der Optimierung führte die optimierte Kurve zu einer Reduktion des Rippenbeulens, die sehr nahe an dem liegt, was durch die theoretisch maximale Streckbiegelänge möglich gewesen wäre.

Die numerischen Ergebnisse bilden das Beulverhalten der Rippenbleche näherungsweise ab. Die im Experiment festgestellten Unterschiede sind jedoch etwas weniger stark ausgeprägt. In der Folge wird der Beulbeginn für den Tiefziehfall mit wachsender Rippenhöhe etwas zu spät vorhergesagt, während die Proben der optimierten und der Streckziehkurve bei niedrigeren Rippen beulten als im Experiment. Grundsätzlich legt der Vergleich jedoch nahe, dass die wesentlichen Einflussfaktoren auf das Beulen durch die Simulation hinreichend genau abgebildet wurden.

Abbildung 7-6 links zeigt, wie sich der unterschiedliche Streckziehanteil auf die Ausdünnung am Rippenende auswirkte. Die experimentellen Ergebnisse streuen sehr stark. Dennoch ist ein deutlicher Einfluss zu erkennen. Die eingezeichneten Ellipsen umhüllen jeweils alle Proben einer Steuerkurve. C_1

fürte zur größten Ausdünnung, C_2 zur geringsten und die optimierte Kurve zu Ergebnissen dazwischen. Die reduzierte Beulanfälligkeit wurde also durch eine stärkere Ausdünnung erkauft. Dennoch stellt die optimierte Kurve gegenüber der Streckziehkurve in dieser Hinsicht eine deutliche Verbesserung dar. Der von Bratzke vorgeschlagene Optimierungsansatz ist damit validiert.

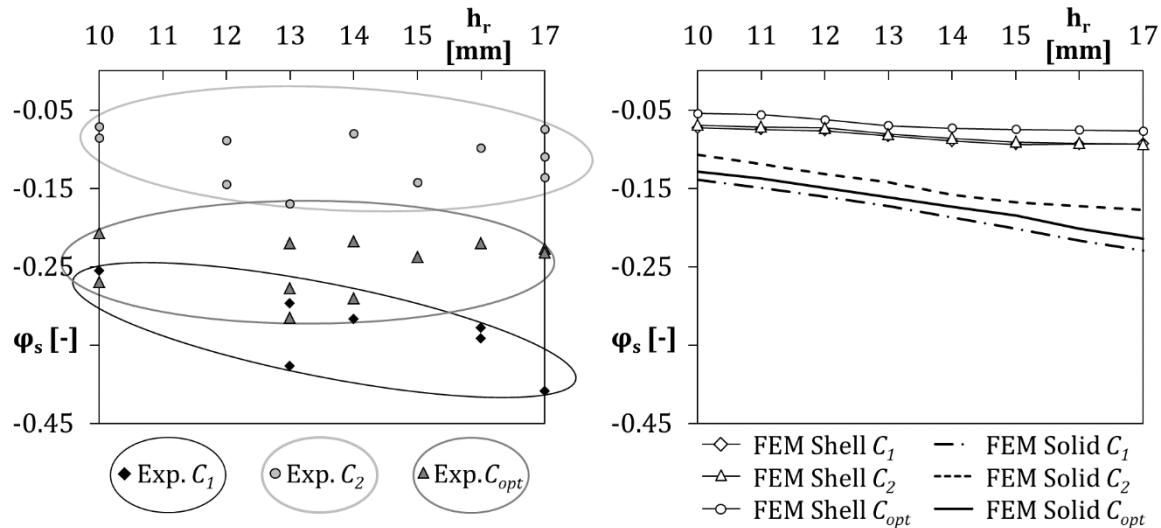


Abb. 7-6: Ausdünnung des Blechs (φ_s) jeweils am Ende verschieden hoher Rippen nach der Umformung mit verschiedenen Steuerkurven, links: Experiment, rechts: Simulation mit Schalelementen („Shell“) und Volumenelementen („Solid“).

Abbildung 7-6 rechts zeigt die numerischen Ergebnisse der Ausdünnung am Rippenende. Dabei wird deutlich, warum es sinnvoll war, die Optimierung auf Basis der Volumenmodelle durchzuführen. Zwar ist die Reihenfolge der Kurven gemessen an der Ausdünnung, zu der sie führten, in beiden Fällen gleich und stimmt mit dem Experiment überein. Doch weichen die erreichten Absolutwerte im Fall der Schalenmodelle deutlich stärker vom Experiment ab als die der Volumenmodelle. Wie bei den Ergebnissen zum Beulverhalten, liegen die Werte der drei Steuerkurven allerdings auch hier näher aneinander als im Experiment. In beiden Fällen kann der beobachtete Unterschied zum Experiment zumindest teilweise durch eine unzureichend genaue Abbildung des Flanscheinzugs erklärt werden. Tabelle 7-2 zeigt hierzu einen Vergleich der Flanscheinzüge in rippenparalleler Richtung zwischen Experiment und Simulation für alle drei Steuerkurven. Für jede Steuerkurve sind dabei die Minimal- und Maximalwerte aller Proben bzw. Modelle angegeben.

Für das Streckziehen und die optimierte Kurve wurde im Vergleich zum Experiment ein zu hoher Flanscheinzug berechnet. Das verwendete Simulationsmodell unterschätzte die Auswirkungen der Variation der Schließkraft. Dies legt als Ursache eine unzureichend genaue Abbildung der Reibverhältnisse nahe. In den Experimenten benutzten große Mengen des als

Wirkmedium verwendeten Hydrauliköls alle Werkzeugoberflächen. Eine mögliche Erklärung für die Beobachtungen ist daher ein Übergang von der Gleit- zur Haftreibung durch hohe Niederhalterkräfte, die das Hydrauliköl aus der Trennfuge pressen. Eine entsprechende Abhängigkeit des Reibwertes von der Flächenpressung war in den verwendeten Modellen nicht enthalten (s. Kap. 5).

Tabelle 7-2: Flanscheinzug in rippenparalleler Richtung [mm].

	C_1	C_2	C_{opt}
FEM Schalenmodell	4,24 .. 4,33	5,05 .. 5,11	4,35 .. 4,49
FEM Volumenmodell	2,91 .. 3,00	4,98 .. 5,02	3,28 .. 3,33
Experiment	0,07 .. 0,27	5,22 .. 5,41	0,57 .. 0,95

7.3.2 Kombinierte Beulgrenze für Formradius und Rippenhöhe

Abbildung 7-7 zeigt exemplarisch den ermittelten Verzweigungspunkt der Rippenkantendehnung (als Umformgrad) für eine Rippenhöhe von 13 mm nach einer Simulation mit Steuerkurve C_2 .

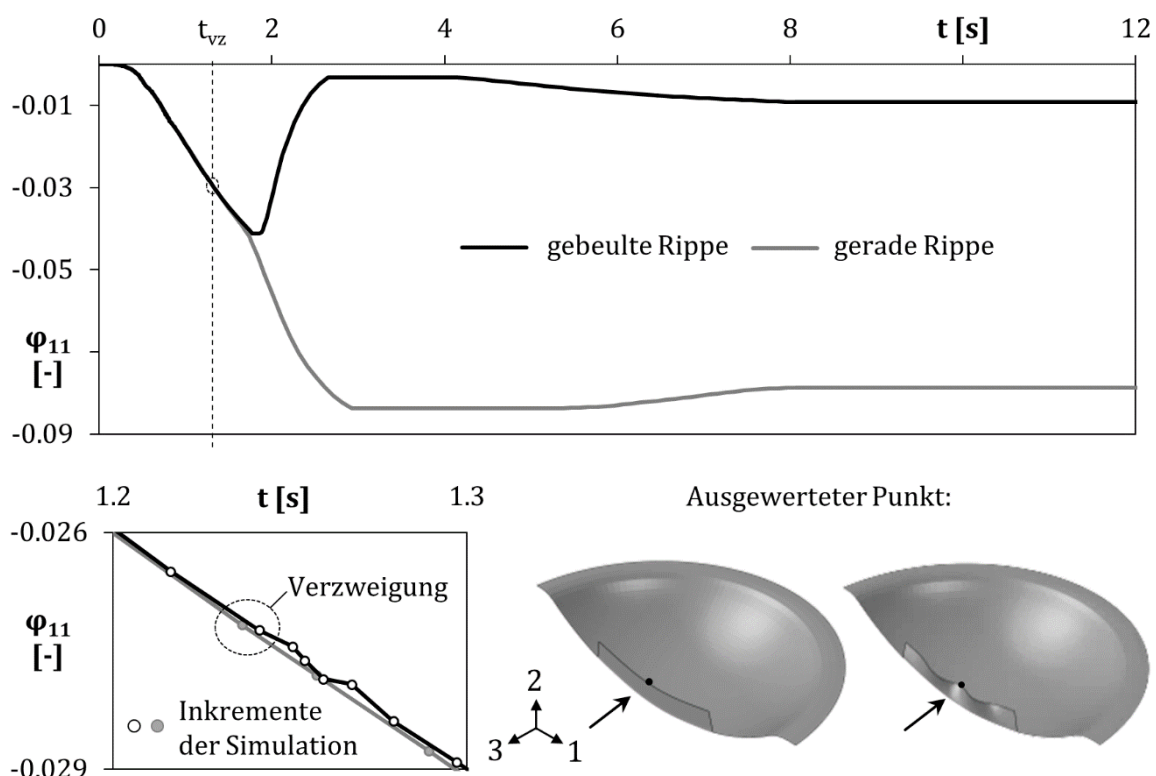


Abb. 7-7: Verzweigungspunkt der Umformgrade in Längsrichtung einer gebeulten und einer zwangsweise geraden Rippenkante in der Simulation, C_2 , $h_r = 13 \text{ mm}$.

Bis zu einer Simulationszeit von $t_{vz} = 1,26$ Sekunden liegen die Kurven der

gebeulten und der zwangsweise geraden Rippe übereinander. Ab dem nächsten ausgelesenen Inkrement kommt es zu der Verzweigung und die Umformgrade in Längsrichtung unterscheiden sich nach einer anfänglichen Schwankung des gebeulten Modells für den Rest der Simulation. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde für weitere Untersuchungen die Methode des Verzweigungspunktes zur Ermittlung des Beulbeginns herangezogen. Da die Welligkeit erst ab dem Verzweigungspunkt Werte größer 0 annimmt, liegt die auf diese Weise ermittelte Beulgrenze bei deutlich niedrigeren Rippenhöhen als nach Ermittlung mit dem Schwellenwert w_{krit} . Eine hierauf basierende Prozessauslegung ist somit eher konservativ und kompensiert zumindest teilweise die etwas zu optimistische Abschätzung des Beulbeginns in der Simulation im Tiefziehfall.

Abbildung 7-8 links zeigt die ermittelte kombinierte Beulgrenze für Rippenhöhe und Formradius. Für jeden Radius markiert ein schwarzer Punkt die Rippenhöhe, bei der die kritische Welligkeit überschritten wurde. Weiße Kreise markieren Kombinationen aus h_r und R_f , für die zwar in der Simulation ein Verzweigungspunkt vorlag, bei denen die Welligkeit jedoch unterhalb von w_{krit} blieb. Die Durchmesser der weißen Kreise entsprechen dem Verhältnis der Welligkeiten untereinander auf einer logarithmischen Skala (größter Kreis: $w = 1,62 \times 10^{-3}$, kleinster Kreis: $w = 1,60 \times 10^{-6}$).

Der rechte Teil der Abbildung vergleicht die Ergebnisse mit der nach Gleichung 7-8 berechneten Übergangsgeraden zwischen Strecken und Stauchen für eine Streckbiegelänge von 2 mm. Werte, die in der Simulation auftraten, lagen zwischen 1,9 mm und 2,1 mm.

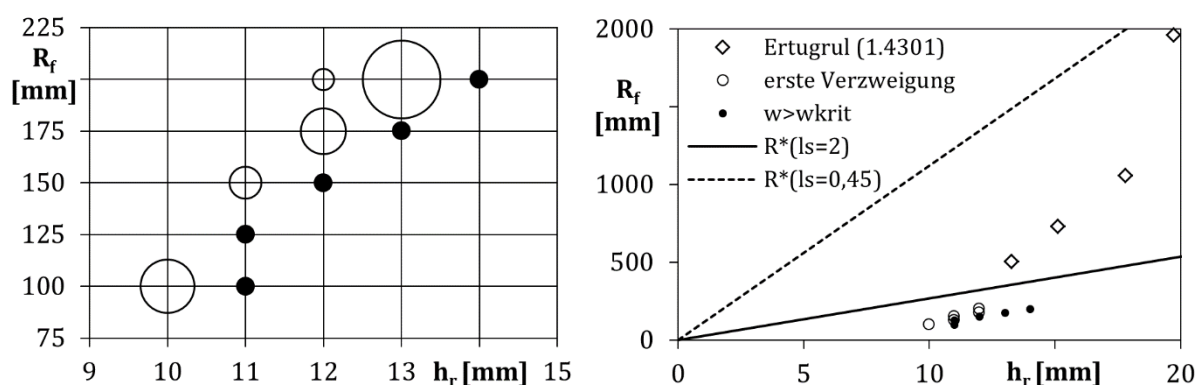


Abb. 7-8: Links: Ergebnisse der numerischen Beulgrenzenbestimmung, rechts: Vergleich mit den Ergebnissen Ertugruls [Ert11].

Ab einem Formradius von 225 mm kam es zur Bildung von Falten 2. Ordnung im Blech. Aufgrund der Auswirkungen auf die Streckbiegelänge und des resultierenden asymmetrischen Flanscheinzugs wurden die zugehörigen Ergebnisse nicht in die Auswertung mit einbezogen. Die übrigen Ergebnisse

teilen das h_r - R_f -Diagramm in drei Bereiche: einen Gutteilbereich links der weißen Kreise, einen Versagensbereich rechts der schwarzen Kreise und einen Übergangsbereich tolerierbarer Welligkeiten dazwischen. Die Größe des Übergangsbereichs hängt dabei von der gewählten kritischen Welligkeit ab. Im Falle des 125 mm Radius war er beim gewählten Wert von 0,002 kleiner als der Abstand der getesteten Rippenhöhen von einem Millimeter und wurde nicht mehr aufgelöst.

Der rechte Teil der Abbildung enthält die bereits in Abb. 2-12 dargestellten Ergebnisse Ertugruls aus [Ert11]. Beim Vergleich mit diesen sind die unterschiedlichen Vorgehensweisen zur Ermittlung des Beulbeginns zu beachten. Während in den neu vorgestellten Experimenten und Simulationen der angestrebte Krümmungsradius durch Formfüllung erreicht wurde, ermittelte Ertugrul diesen nachträglich durch eine optische Vermessung der Bauteile. Dabei stellte sich keine exakt kreisrunde Krümmung ein, sondern eine Ellipsenform (die Vorgehensweise der Auswertung wird in [Ert11] nicht beschrieben, der Autor der vorliegenden Dissertation war jedoch anwesend). Die angegebenen Radien sind somit als Näherung zu verstehen. Des Weiteren verwendete Ertugrul den Edelstahl 1.4301 als Werkstoff und eine rechteckige Matrizenform. Der Abstand der Rippenenden zum Flansch war mit beiderseits 75 mm im Vergleich zu ca. 50 mm in der vorliegenden Untersuchung deutlich größer. Trotz Verwendung einer Streckziehsteuerkurve ist deshalb davon auszugehen, dass bei Ertugrul aufgrund der Dehnung des Bleches eine deutlich geringere Streckbiegelänge erreicht wurde. Die von ihm gewählten größeren Rippenhöhen könnten diesen Effekt zusätzlich verstärkt haben. Die Lage seiner Ergebnisse im Vergleich zu den neu vorgelegten lässt sich somit über die veränderte Streckbiegelänge erklären. Abbildung 7-8 zeigt hierzu eine Übergangslinie R^* vom Strecken zum Stauchen für eine Streckbiegelänge von 0,45 mm.

7.4 Diskussion und Schlussfolgerungen

Das kleinste Verhältnis von Formradius zu Rippenhöhe, das im Rahmen der Untersuchung fehlerfrei umgeformt wurde, betrug 11,11. Das größte Verhältnis, für das es zum Beulen kam lag bei 16,67. Wird eine Welligkeit von $w = 0,002$ zugelassen, sinkt dieser Wert auf 14,3. Um zu ermitteln ob eine Rippe eine gegebene Kavität beulfrei ausfüllen kann, können diese Werte für eine schnelle Abschätzung auf Nebenformelemente beliebiger Formen übertragen werden. Der Vergleich mit Ertugruls Versuchsreihe zeigt jedoch,

dass eine solche Verallgemeinerung nicht unproblematisch ist.

Mit der Streckbiegelänge hängt eine dominierende Einflussgröße vom spezifischen Dehnungsbild der betrachteten Umformoperation ab. Neben der verwendeten Steuerkurve wird sie von der Lage der Rippe auf dem Werkstück, dessen Abmessungen und der Geometrie des Ziehrings (z.B. kreisrund vs. rechteckig) beeinflusst. Nicht zuletzt nimmt auch die Rippenhöhe Einfluss auf die Streckbiegelänge, denn eine höhere Rippe setzt einer vom Blech übertragenen Zugbeanspruchung mehr Widerstand entgegen (vgl. auch Kapitel 8).

Für eine Prozessauslegung sollte daher auf die Finite Elemente Simulation zurückgegriffen werden. Hierbei stellte das verwendete Schalenmodell seine grundsätzliche Tauglichkeit unter Beweis, wenngleich Verbesserungspotential im Bereich der Kontaktformulierung und hier speziell bei der Abhängigkeit des Reibwertes von der Kontaktnormalspannung vorhanden ist.

Als Konstruktionshilfe kann zur Orientierung das exemplarisch ermittelte h_r - R_f -Diagramm qualitativ verallgemeinert werden (Abbildung 7-9).

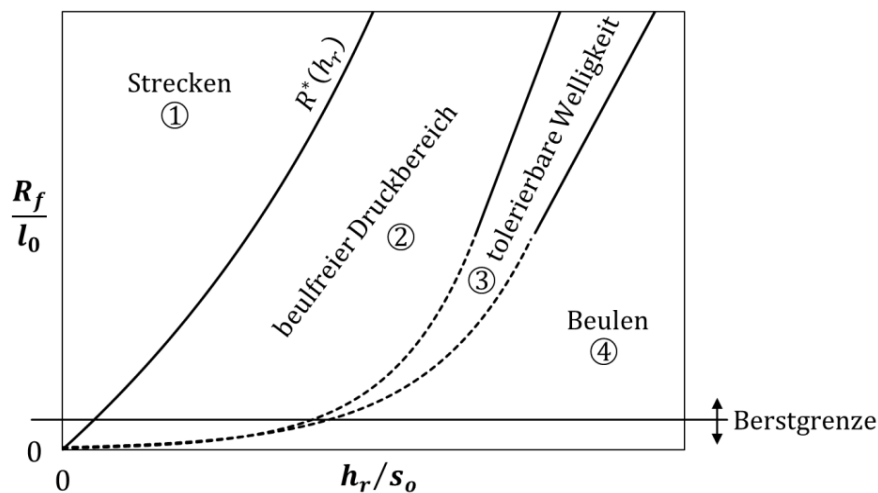


Abb. 7-9: Qualitative Darstellung des Arbeitsbereiches im dimensionslosen h_r - R_f -Diagramm: Formradius R_f , Rippenlänge l_0 , Rippenhöhe h_r , Blech- und Rippendicke s_0 .

Der dargestellte Arbeitsbereich ist nach unten durch ein Bersten des Bleches bei starken Krümmungen begrenzt. Nach Neugebauer ist der genaue Wert dieser Grenze von der Blechdicke und dem verwendeten Material abhängig [Neu07]. Eine obere Grenze kann wie gesehen in Abhängigkeit der Zielgeometrie z. B. in Form von Falten 2. Ordnung auftreten.

Oberhalb der Berstgrenze lassen sich vier Bereiche identifizieren: der Bereich des Streckens der freien Rippenkante (1), ein Bereich beulfreier

Druckbeanspruchung der freien Rippenkante (2), ein Bereich tolerierbarer Welligkeit (3) und der Versagensbereich des Beulens (4).

In Bereich (1) ist ein Beulen der Rippe unmöglich, da hier eine Zugbeanspruchung vorliegt. Für eine konstante Streckbiegelänge ist der Übergang von Bereich (1) nach (2) ($R^*(h_r)$) im h_r - R_f -Diagramm eine Gerade. Da die Streckbiegelänge jedoch mit wachsender Rippenhöhe sinkt, führt dies zu einem progressiven Verlauf dieser Grenze.

Der sich unterhalb anschließende, beulfreie Druckbereich endet mit dem Auftreten von Verzweigungen im Verlauf der Längsdehnung gebeulter und gerader Rippen. Die numerisch berechnete Verzweigungsgrenze lässt sich ebenfalls durch eine Gerade annähern. Allerdings weist diese eine positive Nullstelle auf, was bedeuten würde, dass es unterhalb der Berstgrenze eine theoretische Rippenhöhe gibt, die selbst bei beliebig starker Krümmung nicht beult. Im Bereich niedriger Krümmungen muss also auch für die Verzweigungsgrenze ein progressiver Verlauf vorliegen.

Unterhalb der Verzweigungsgrenze erstreckt sich bis zur Linie, entlang der $w = w_{krit}$ gilt, der Bereich tolerierbarer Welligkeit (3). Werte für w_{krit} können aus technischen Anforderungen (Geradheit) oder im Rahmen einer experimentellen Ermittlung der Beulgrenze aus der zur Verfügung stehenden Messgenauigkeit abgeleitet werden.

Grundsätzlich müssen auch für die Grenze zum Versagensbereich (4) die gleichen Randbedingungen gelten, wie für die Verzweigungsgrenze (keine positive Nullstelle). Jedoch verläuft erstere bei höheren Werten der Rippenhöhe und den vorgestellten Ergebnissen folgend mit einer flacheren Steigung.

Alle beschriebenen Grenzen verschieben sich mit größerem Streckziehanteil der Umformung in Richtung kleinerer Radien und höherer Rippen. Über entsprechende Steuerkurven für Wirkmediendruck und Schließkraft kann das Beulproblem somit effektiv entschärft werden. Mit der Arbeit von Bratzke [Bra15] liegt ein Algorithmus vor, der den Verlauf der Steuerkurven dabei so wählt, dass die zusätzliche Ausdünnung am Rippenende minimal wird.

Nicht betrachtet wurden der Einfluss der Rippendicke und Maßnahmen, zur Versteifung der Rippenkante wie eine L-Form, T-Form oder ein gebördelter Rand. In beiden Fällen ist eine Reduzierung des Rippenbeulens zu erwarten. Wie das Beispiel des DP800 in Kapitel 6 zeigte, kann eine Versteifung der Rippe jedoch zu einer erhöhten Ausdünnung am Rippenende führen und den Zielkonflikt so zusätzlich verschärfen.

8 Rückfederung von Rippenblech

Wie das in Kapitel 2 diskutierte Beispiel der höherfesten Stähle zeigt, kann eine erhöhte Steifigkeit von Blechhalbzeugen die Rückfederung so verstärken, dass die resultierenden Formabweichungen nicht mehr durch einfaches Richten der Werkstücke korrigierbar sind (vgl. [And07]). Eine maßgenaue Fertigung verlangt in diesem Fall eine Berechnung der Rückfederung im Vorfeld. Darauf aufbauend kann die Formgebung so angepasst werden, dass die Werkstücke in die gewünschte Form zurückfedern.

Eine eigene bereits veröffentlichte Untersuchung zur Rückfederung von Rippenblech lieferte hierzu folgende Erkenntnisse [e4]:

- Eine Verrippung kann die Rückfederung eines Werkstücks verstärken oder abschwächen. Dabei kann eine zusätzliche Richtungsabhängigkeit auftreten, die von der Werkstoffanisotropie unabhängig ist.
- Die Zielgeometrie, die Rippenhöhe und die Rippenposition auf dem Bauteil bestimmen, welchen Einfluss eine einzelne Rippe nimmt. Die überlagerten Einflüsse aller Rippen ergeben die Gesamtrückfederung.
- Dieser kann durch iterative Methoden der Matrizenkompensation begegnet werden, die auf Basis der numerischen Simulation innerhalb weniger Iterationen auf die erforderliche Matrizengeometrie führen.

Das vorliegende Kapitel aktualisiert und ergänzt diese Erkenntnisse. Zudem erweitert es die numerischen und experimentellen Untersuchungen um eine analytische Abschätzung der Rückfederung unter Berücksichtigung der in Kapitel 7 eingeführten Streckbiegelänge.

8.1 Ermittlung des Rückfederungsverhaltens

Die vorgestellte Untersuchung basiert auf einer HBU mit der in Kapitel 3 eingeführten Form 2. Wie Form 1 ist auch diese eine Kugelkalotte. Allerdings besitzt sie ein größeres Verhältnis von Formradius zu Ziehtiefe ($R_f/h_d = 11,2$

im Vergleich zu $R_f/h_d = 4,3$ bei Form 1). Durch die flachere Form wird weniger abgestreckt, was zu einem höheren elastischen Anteil der Formänderung und damit zu einer größeren Rückfederung führt. Die gegenüber Form 1 vergrößerte Fläche bietet zudem Platz für eine Verrippung mit vier parallelen Rippen, sodass deren Wechselwirkungen und der Einfluss der Position auf dem Bauteil untersucht werden können.

Die Zielgeometrie der Umformversuche entsprach damit der Bauteilform, die bereits in Kapitel 4 einer Modalanalyse unterzogen wurde. Für die Versuche wurden die Rippen symmetrisch und parallel in einem Abstand von 150 mm auf dem Halbzeug angeordnet. Die Ausgangslänge der beiden inneren Rippen betrug 516 mm die der beiden äußeren 257 mm. Die Blech- und Rippendicke betrug 2 mm. Im Experiment variierte die Rippenhöhe zwischen 0, 10, 20 und 30 mm. Als Werkstoff kam erneut DC04 zum Einsatz. Zusätzlich wurden Versuche mit der Aluminiumlegierung (AA 5182) und dem Dualphasen-Stahl (DP800) simuliert.

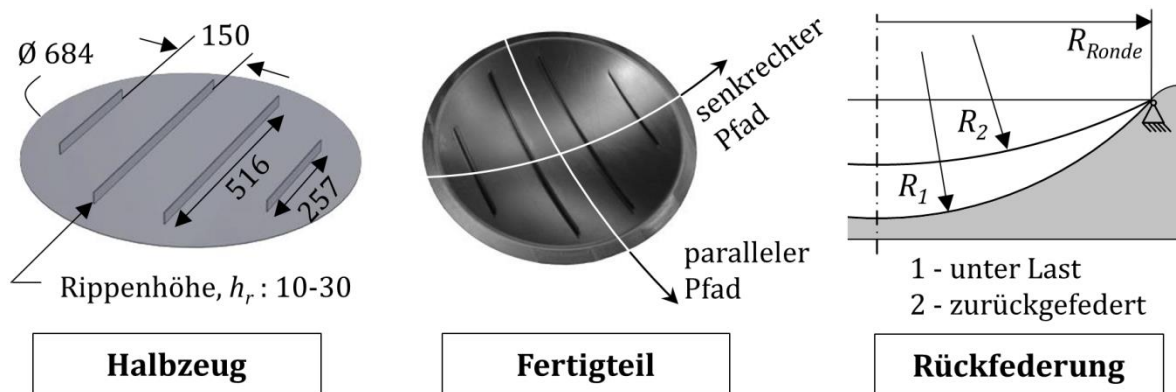


Abb. 8-1: Halbzeug, Zielgeometrie und geometrisches Modell zur Rückfederungsberechnung des Blechs (Maßangaben in mm).

Die Umformung erfolgte mit einem Maximaldruck von 400 bar bei einer konstanten Schließkraft von 25 MN als reine Streckziehoperation auf der 3000t-Presse. Mit jeder Rippenhöhe wurden zwei Versuche gefahren und anschließend alle Proben mit dem GOM-Atos-System vermessen. Anhand zweier Schnitte durch den Mittelpunkt der entstehenden Kalottenform wurde deren Radius R_2 nach der Rückfederung in zu den Rippen paralleler und senkrechter Richtung bestimmt und mit der Zielgeometrie ($R_1 = 750$ mm) verglichen. Auf Basis dieser Messungen kann die Rückfederung S nach Gleichung (8-1) über das Verhältnis der beiden Radien quantifiziert werden:

$$S = \frac{R_2}{R_1} - 1. \quad (8-1)$$

Die numerische Simulation des Zielprozesses erfolgte wie in Kapitel 5 beschrieben. Die Werkzeugaktivflächen wurden erneut als analytische Starrkörper modelliert. In noch größerem Umfang als beim Rippenbeulen spielt bei der Rückfederung die Streckbiegelänge eine Rolle. Da sie direkt aus der Bewegung der Rippenenden resultiert, wurde für die Untersuchung ein Volumenmodell gewählt, um lokale Effekte im Dehnungsfeld am Rippenende möglichst genau zu erfassen. Die vorhandene Hardware ließ aufgrund des hohen Speicherbedarfs keine Berechnung mit Elementen quadratischer Ansatzfunktion zu. Aus diesem Grund kamen auch hier lineare Elemente zum Einsatz. Um das dabei zu erwartende Locking so gering wie möglich zu halten, wurde die reduziert integrierte Variante gewählt (Typ C3D8R). Zwei Elemente über der Blech- und Rippendicke und ein durchschnittliches Kantenverhältnis von 3:1 führten auf insgesamt ca. 25,000 Elemente. Für den Abgleich von Simulation und Experiment wurde die Werkstoffanisotropie des DC04 gemäß Kapitel 5 modelliert. Im anschließenden Vergleich mit dem Dualphasenstahl und der Aluminiumlegierung wurde isotropes Materialverhalten angenommen. Zur Lösung kam erneut der dynamisch implizite Solver, dieses Mal jedoch ohne Massendämpfung, zum Einsatz.

8.2 Analytische Abschätzung der Rückfederung

Die Modalanalyse lieferte bereits den Hinweis, dass die versteifende Wirkung der Rippen umso größer ist, je mehr diese durch eine Verformung gebogen werden. Der erwähnte Einfluss der Streckbiegelänge wurde in Umformversuchen und deren numerischer Simulation festgestellt [e4]. Für die Interpretation dieser Ergebnisse ist es hilfreich, den Einfluss der Rippen auf die Rückfederung zunächst analytisch abzuschätzen.

Dazu werden die Rückfederung einer Rippe und die eines ebenen Bleches getrennt voneinander berechnet und anschließend verglichen. Ist das Ergebnis gleich, beeinflussen sich Rippe und Blech während der Rückfederung nicht. Das Rippenblech verhält sich dann wie ein ebenes. Ist das Ergebnis unterschiedlich, sind Wechselwirkungen während der Rückfederung zu erwarten, indem sich ein Gleichgewicht der Restspannungen in Rippe und Blech einstellt.

Die Dehnungen des Bleches können über geometrische Beziehungen hergeleitet werden. Für die Dehnung der Rippe wird auf die Erkenntnisse aus Kapitel 7 zurückgegriffen. Um hieraus eine Rückfederung zu berechnen, müssen die Dehnungen zunächst mit Hilfe eines Materialmodells in

Spannungen überführt werden. Anschließend kann der elastische Anteil der Umformung ermittelt werden, der zur Rückfederung führt.

8.2.1 Materialmodell

Für das Materialmodell fiel die Wahl auf den bereits eingeführten Exponentialansatz in Gleichung (2-15). Unterhalb der Fließgrenze (σ_F , ε_F) gilt erneut das Hook'sche Gesetz mit dem Elastizitätsmodul E . Oberhalb davon wird die Verfestigung des Werkstoffs durch den Exponenten n_t und den Faktor a beschrieben. Zur Abbildung des DC04 werden diese Parameter nach Tabelle 8-1 gewählt.

Tab. 8-1: Parameter des Materialmodells für die Modellierung des DC04.

E	a	n_t	σ_F	ε_F
210 GPa	300 MPa	0,43	187 MPa	σ_F/E

8.2.2 Rückfederung des ebenen Blechs

Abbildung 8-1 rechts zeigt das zur Rückfederungsberechnung des Bleches verwendete Modell. Flansch- und Ziehkantenbereich werden vernachlässigt. Von Interesse ist lediglich der Krümmungsradius im verbleibenden inneren Bereich vor und nach der Rückfederung, denn hier befinden sich die Rippen. Der Rondenrand ist im Modell mit festem Auflager aber drehbar gelagert.

Zur besseren Unterscheidung in den Gleichungen erhalten alle Größen einen Index, der den Zustand im Ablauf der Umformung beschreibt. Eine „0“ kennzeichnet den Zustand vor der Umformung, eine „1“ den Zustand unter Last bei vollständiger Formfüllung, eine „2“ den Zustand nach der Rückfederung und ein „i“ den für alle Zustände gültigen Fall.

Für die Berechnung der Rückfederung werden zusätzlich drei Annahmen getroffen:

- 1) Aufgrund der im Vergleich zu den übrigen Abmessungen geringen Blechdicke und der vergleichsweise schwachen Krümmung des inneren Bereichs können Biegeanteile bei der Umformung des Blechs vernachlässigt werden.
- 2) Da die Zielgeometrie eine Kugelkalotte ist und die zu erwartenden Deformationen während der Rückfederung klein sind, kann auch die zurückgefedernde Form näherungsweise als Kugelkalotte mit einem Radius $R_2 > R_1$ beschrieben werden.

- 3) Aufgrund der Vereinfachungen 1) und 2) ist die örtliche Verteilung der Dehnungen für die Abschätzung nicht von Interesse. Die Dehnung des rotations-symmetrischen Blechs kann somit hinreichend genau als Flächendehnung ε_i beschrieben werden, welche die Vergrößerung der Blechoberfläche durch die Umformung angibt (Gl. 8-2).

$$\varepsilon_i = \frac{A_i}{A_0} - 1 \quad (8-2)$$

Die Fläche der Ronde A_0 und die Fläche bei Formfüllung A_1 sind bekannt, bzw. lassen sich aus der Zielgeometrie ableiten. Mit Gleichung (8-2) ergibt sich die Flächendehnung ε_1 zum Zeitpunkt der Formfüllung. Die Differenz zwischen dieser Dehnung und der Dehnung ε_2 nach Entlastung entspricht dem elastischen Anteil von ε_1 . Dieser kann mit dem Elastizitätsmodul und der Spannung unter Last σ_1 nach Gleichung (8-3) berechnet werden.

$$\varepsilon_1 - \varepsilon_2 = \varepsilon_{el} = \frac{\sigma_1}{E} \quad (8-3)$$

Werte für σ_1 liefert das Materialmodell. Auflösen nach ε_2 und Einsetzen in Gl. (8-2) führt auf die Fläche A_2 nach der Rückfederung. Für die Fläche einer Kugelkalotte mit Höhe h_i und Radius R_i gilt allgemein

$$A_i = 2\pi R_i h_i. \quad (8-4)$$

Aufgrund der Einspannung des Rondenrandes gilt für den Zusammenhang zwischen der Höhe und dem Radius

$$h_i = R_i - \sqrt{R_i^2 - R_{Ronde}^2}. \quad (8-5)$$

Die Gleichungen (8-2) bis (8-5) lassen sich zu der nichtlinearen Gleichung (8-6) zusammenführen, die numerisch für den Radius R_2 nach der Rückfederung gelöst werden kann (z.B. mit dem Newton-Verfahren).

$$R_2 \left(R_2 - \sqrt{R_2^2 - R_{Ronde}^2} \right) + \left(\frac{\sigma_1 A_0}{E} - A_1 \right) \frac{1}{2\pi} = 0 \quad (8-6)$$

Für den oben beschriebenen Versuchsaufbau mit einem Rondenradius $R_{Ronde} = 302 \text{ mm}$ führt dies nach Gleichung (8-1) auf eine Rückfederung von ca. 1,33 %.

8.2.3 Rückfederung der Rippe

Im Gegensatz zum Blech ist für die Rückfederung einer Rippe der Biegeanteil der Umformung ausschlaggebend. Die Rückfederungsberechnung erfolgt daher nach der in Kapitel 2 beschriebenen Vorgehensweise für den

Biegebalken mit dem Unterschied, dass anstelle des in Gleichung (2-14) angenommenen Profils der Längsdehnungen das in Gleichung (7-7) ermittelte Profil des Streckbiegebalkens Anwendung findet. Der darin benötigte Radius R der Mittelfaser des Biegebalkens wird aus dem aktuellen Radius der Kalotte R_i , der Rippenhöhe h_r und der Blechdicke s_0 nach Gl. (8-7) gebildet. Zur besseren Unterscheidung erhält er in Kapitel 8 das Formelzeichen R_R .

$$R_R = R_i - \left(s_0 + \frac{h_r}{2} \right) \quad (8-7)$$

Einsetzen des Dehnungsprofils aus Gleichung (7-7) in Gleichung (2-15) führt auf das Spannungsprofil $\sigma(z)$ der Rippe. Dieses ist in drei Bereiche unterteilt, für die unterschiedliche Gleichungen gelten: den unterelastischen Bereich, den elastischen Bereich und den überelastischen Bereich. Beim Streckbiegen verschieben sich die neutrale Faser und der elastische Bereich mit fortschreitender Umformung in negative z -Richtung. Je nach Streckbiegelänge l_s und Rippenhöhe h_r können sie zu einem gegebenen Zeitpunkt entweder gar nicht, teilweise oder vollständig innerhalb des Rippenquerschnitts liegen. Für die Berechnung des Biegemoments M_B nach Gleichung (2-16) muss daher eine Fallunterscheidung getroffen werden, um für die einzelnen Bereiche die richtigen Intervallgrenzen der erforderlichen Integration zu erhalten.

Gleichung (2-15) definiert den Übergang vom elastischen zum überelastischen Bereich über die Dehnungen ε_F und $-\varepsilon_F$. Mit den Gl. (8-8a) und (8-8b) lassen sich diesen Übergängen die z -Koordinaten z_F^+ und z_F^- zuordnen, um zu überprüfen, wo sie in Relation zum Rippenquerschnitt $(-\frac{h_r}{2} \leq z \leq \frac{h_r}{2})$ liegen.

$$\varepsilon(z_F^+) = \varepsilon_F = \frac{\sigma_F}{E} = \frac{1}{l_0} \left(\frac{l_0 + l_s}{R_R} z_F^+ + l_s \right) \quad (8-8a)$$

$$\varepsilon(z_F^-) = -\varepsilon_F = -\frac{\sigma_F}{E} = \frac{1}{l_0} \left(\frac{l_0 + l_s}{R_R} z_F^- + l_s \right) \quad (8-8b)$$

Auflösen nach z_F^+ und z_F^- erlaubt die geforderte Fallunterscheidung. In Fall 1 liegt der elastische Bereich außerhalb des Querschnitts, in Fall 2 teilweise und in Fall 3 vollständig innerhalb davon. Für das Biegemoment M_B gilt:

Fall 1 $\left(-\frac{h_r}{2} \geq z_F^+ \right)$:

$$\frac{M_{B1}}{b} = \int_{-\frac{h_r}{2}}^{\frac{h_r}{2}} (a(\varepsilon(z) - \varepsilon_F)^n + \sigma_F) z \, dz \quad (8-9a)$$

Fall 2 $\left(z_F^- \leq -\frac{h_r}{2} \leq z_F^+\right)$:

$$\frac{M_{B2}}{b} = \int_{-\frac{h_r}{2}}^{z_F^+} E\varepsilon(z)z \, dz + \int_{z_F^+}^{\frac{h_r}{2}} (a(\varepsilon(z) - \varepsilon_F)^n + \sigma_F)z \, dz \quad (8-9b)$$

Fall 3 $\left(-\frac{h_r}{2} \geq z_F^-\right)$:

$$\begin{aligned} \frac{M_{B2}}{b} = & \int_{-\frac{h_r}{2}}^{z_F^-} -(a(-\varepsilon(z) - \varepsilon_F)^n + \sigma_F)z \, dz \\ & + \int_{z_F^-}^{z_F^+} E\varepsilon(z)z \, dz + \int_{z_F^+}^{\frac{h_r}{2}} (a(\varepsilon(z) - \varepsilon_F)^n + \sigma_F)z \, dz \end{aligned} \quad (8-9c)$$

Mit Gleichung (2-17) führt dies auf den Krümmungsradius nach Entlastung

$$R_{R2} = \frac{R_{R1}EI}{EI - R_1M_B} \quad (8-10)$$

mit
$$I = \frac{bh_r^3}{12},$$

dem Flächenträgheitsmoment der Rippe. M_B , R_{R2} und damit auch die Rückfederung S nach Gl. (8-1) sind Funktionen der Streckbiegelänge l_s . Da diese die Lage der neutralen Faser und des elastischen Bereichs bestimmt, ist es sinnvoll, die getroffene Fallunterscheidung mit den Gleichungen (8-11) und (8-12) in entsprechende Gültigkeitsbereiche für l_s umzuformulieren. Für

$$l_s \geq \frac{2l_0R_R}{2R_R - h_r} \left(\frac{\sigma_F}{E} + \frac{h_r}{2R_R} \right) = l_{so} \quad (8-11)$$

gilt Fall 1, für

$$l_s \leq \frac{2l_0R_R}{h_r - 2R_R} \left(\frac{\sigma_F}{E} - \frac{h_r}{2R_R} \right) = l_{su} \quad (8-12)$$

gilt Fall 3 und für alle übrigen Zustände ($l_{su} \leq l_s \leq l_{so}$) Fall 2.

8.2.4 Vergleich

Abbildung 8-2 zeigt die berechnete Rückfederung verschiedener Rippen mit unterschiedlicher Höhe und Länge als Funktion der Streckbiegelänge.

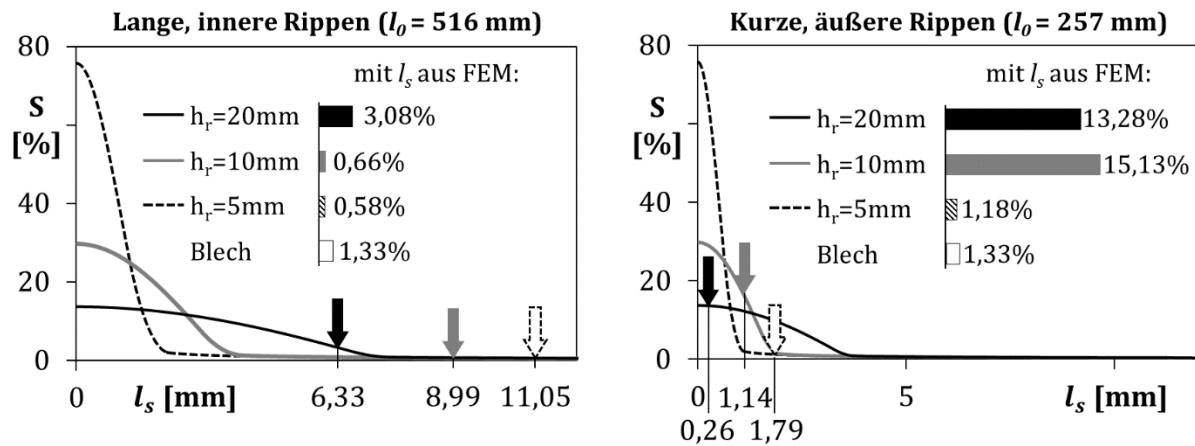


Abb. 8-2: Analytisch berechnete Rückfederung der inneren und äußeren Rippen in Abhängigkeit der Streckbiegelänge.

Tatsächlich auftretende Streckbiegelängen (Pfeile) lieferte die numerische Simulation. Für die äußeren kurzen Rippen ergaben sich dabei deutlich kleinere Werte, was auf die an dieser Stelle niedrigere Ziehtiefe zurückzuführen ist. Mit den Werten der Streckbiegelänge kann die Rückfederung der Rippen aus den Diagrammen abgelesen werden. Das Ergebnis zeigen die Balkendiagramme. Ebenfalls eingezeichnet ist darin die zuvor berechnete Rückfederung des ebenen Bleches.

Im Fall der langen, inneren Rippen wirkt sich demnach lediglich die 20 mm hohe Rippe geringfügig verstärkend auf die Rückfederung aus, während die 5 und 10 mm hohen Rippen eine dem Blech ähnliche Rückfederung aufweisen, bzw. die Rückfederung des Blechs sogar leicht behindern. Im Gegensatz dazu sagt die Berechnung eine deutliche Zunahme der Rückfederung entlang der kurzen, äußeren Rippen für die Rippenhöhen 10 und 20 mm vorher.

Der Berechnung zufolge ist die Rückfederung parallel zu den Rippen innen und außen unterschiedlich groß. Über die hieraus resultierende Verwölbung nehmen die Rippen auch Einfluss auf die Rückfederung entlang eines Schnittes senkrecht zu den Rippen (s. Kap. 8.4).

8.3 Experimentelle und numerische Ergebnisse

Im Experiment beulten Rippen ab einer Höhe von 30 mm. Mutmaßlich aufgrund von Locking bildete die Simulation den Beulbeginn dabei nicht in allen Fällen korrekt ab. Für die Untersuchungsergebnisse ist dies jedoch nicht weiter relevant, da die entsprechenden Proben als Ausschuss nicht in die Auswertung der Rückfederung mit einbezogen wurden. Abbildung 8-3 zeigt den Vergleich von Simulation und Experiment für die übrigen Rippenhöhen,

sowie einen Vergleich mit der Analytik für die Rückfederungsberechnung des Bleches. Die Fehlerindikatoren spiegeln die Genauigkeit der Atos-Messungen sowie eine angenommene Verkipfung der Schnittebenen bei deren Auswertung von $0,5^\circ$ wider.

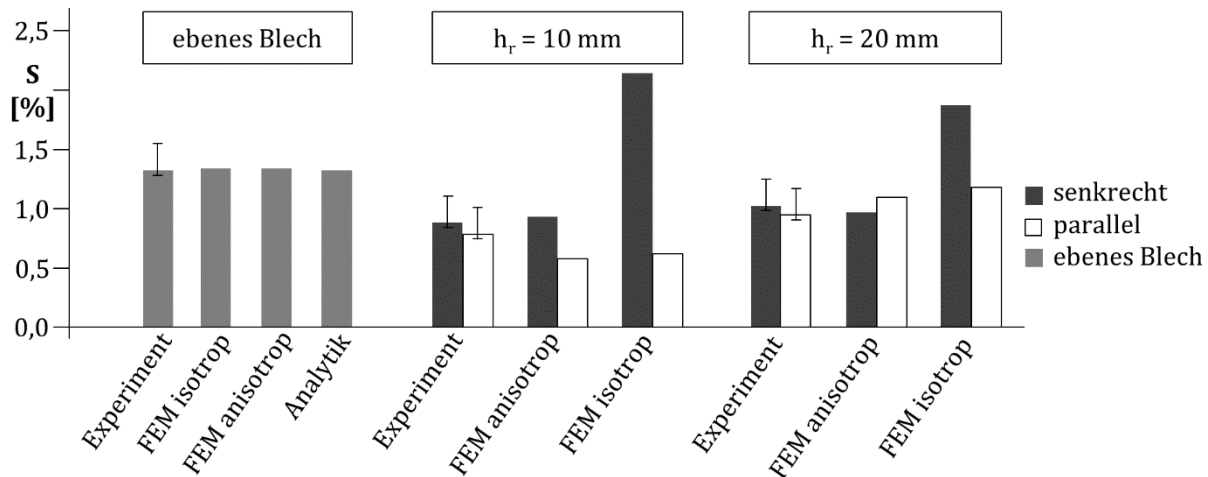


Abb. 8-3: Vergleich der Rückfederung in Experiment, Simulation und Analytik.

Für das Blech lässt sich festhalten, dass sowohl das Simulationsmodell als auch das analytische Modell die experimentell ermittelte Rückfederung mit hoher Genauigkeit abbilden. Gegenüber dem dabei ermittelten Wert von 1,33 % reduzierten die Rippen im Experiment die Rückfederung sowohl in paralleler als auch senkrechter Richtung. Der Messfehler lässt allerdings keine zuverlässigen Aussagen über eine eventuelle Richtungsabhängigkeit zu.

Der Vergleich der numerischen Berechnung mit und ohne Werkstoffanisotropie zeigt, dass diese großen Einfluss auf die Rückfederung und insbesondere deren Richtungsabhängigkeit nimmt. Die Vermutung liegt nahe, dass die Anisotropie über die Streckbiegelänge auf die Rückfederung wirkt (reduzierte Ausdünnung führt zu größerer Dehnung in Ebenenrichtung). Tabelle 8-2 vergleicht hierzu Streckbiegelängen beider Simulationsmodelle für zwei verschiedene Rippenhöhen.

Tabelle 8-2: Streckbiegeanteil in der Simulation mit DC04.

Materialmodell	$l_s(h_r = 10 \text{ mm})$		$l_s(h_r = 20 \text{ mm})$	
	lange Rippe	kurze Rippe	lange Rippe	kurze Rippe
isotrop	8,99 mm	1,14 mm	6,33 mm	0,26 mm
anisotrop	8,69 mm	0,91 mm	5,2 mm	-0,17 mm

Das anisotrope Werkstoffmodell führt in allen Fällen zu einer niedrigeren Streckbiegelänge. In den Diagrammen in Abbildung 8-2 bedeutet dies eine Verschiebung der Pfeile nach links, was sich im Fall der langen Rippe ab einer Höhe von 20 mm auf die Rückfederung auswirkt. Diese nimmt um 3,02 % zu.

Im Fall der kurzen Rippen wird die Rückfederung der 10 mm hohen Rippe um 4,68 % erhöht.

Zur Ermittlung des Werkstoffeinflusses wurde die isotrope Variante des DC04 mit den beiden anderen Werkstoffen verglichen. Das Ergebnis zeigt Abbildung 8-4. Erwartungsgemäß führten der niedrigere Elastizitätsmodul der Aluminiumlegierung und die höhere Streckgrenze des Dualphasenstahls zu einer insgesamt verstärkten Rückfederung. Auch die Ausprägung der Richtungsabhängigkeit der Rückfederung ist hiervon betroffen. In paralleler Richtung wurde die Rückfederung gegenüber dem ebenen Blech durch die Rippen reduziert. In senkrechter Richtung federten die Rippenbleche stärker zurück. Der Zusammenhang mit der Rippenhöhe ist dabei nichtlinear. Die größte Richtungsabhängigkeit war für alle Materialien bei einer Rippenhöhe von 10 mm zu beobachten.

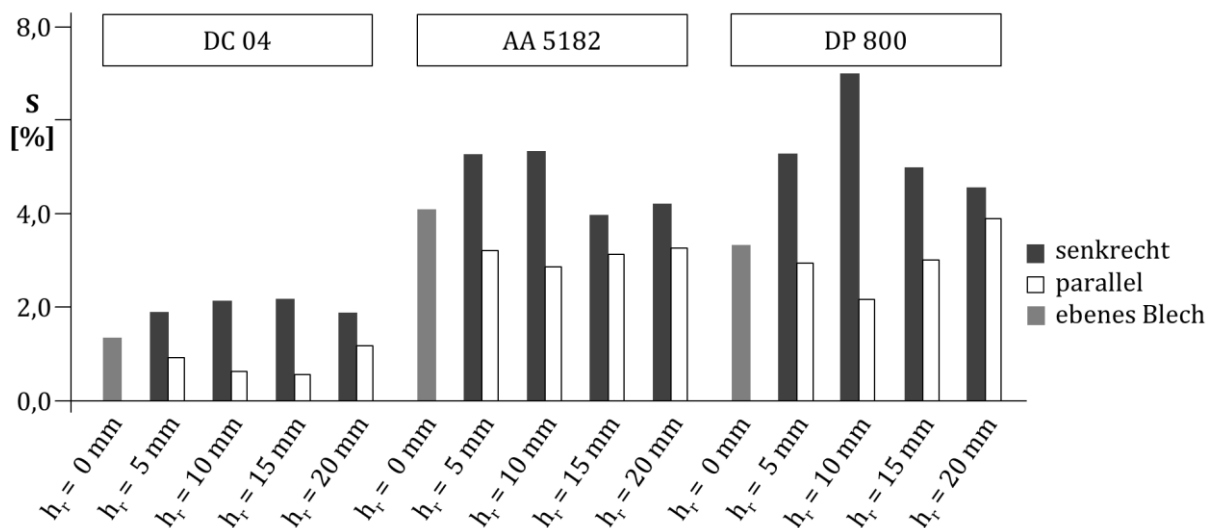


Abb. 8-4: Rückfederung von Rippenblechen aus verschiedenen Werkstoffen (Simulation).

8.4 Interpretation

In paralleler Richtung nimmt die Rückfederung mit steigender Rippenhöhe zunächst ab und dann wieder zu. Diese Beobachtung kann mithilfe des analytischen Modells plausibel erklärt werden. Das Modell der Rippe ergibt gegenüber dem Blech eine niedrigere Rückfederung für kleinere Rippenhöhen. Dabei liegen die neutrale Faser und der gesamte elastische Bereich des Spannungsprofils außerhalb des Rippenquerschnitts. Zwar ist die Rückfederung für die niedrigste Rippenhöhe damit am geringsten. Im Verbund mit dem Blech ist jedoch davon auszugehen, dass die höhere Rippe ihre eigene (niedrigere) Rückfederung besser auf das Blech überträgt, da ihr Anteil bei der Bildung des Gleichgewichtes der Restspannungen stärker ins Gewicht

fällt. Bis zu einer Rippenhöhe von 10 mm nimmt die Rückfederung mit steigender Rippenhöhe daher ab. Oberhalb davon ist in Simulation und Analytik wieder eine deutliche Zunahme zu beobachten. Aus dem Modell können hierfür zwei Ursachen abgeleitet werden. Erstens würde selbst bei unveränderter Lage der neutralen Faser eine höhere Rippe bewirken, dass weitere Teile des elastischen Bereichs innerhalb des Rippenquerschnitts liegen. Und zweitens reduziert die höhere Rippe die Streckbiegelänge, was die neutrale Faser tatsächlich weiter in den Querschnitt hinein verschiebt.

Entlang des Schnittes senkrecht zu den Rippen verhält sich der Zusammenhang zwischen Rippenhöhe und Rückfederung genau umgekehrt. Zunächst nimmt die Rückfederung zu, bis sie ab einer Rippenhöhe von 10 mm wieder abnimmt. Auch hierfür dient das analytische Modell als Erklärung. Die senkrechte Rückfederung ist ein Resultat unterschiedlicher paralleler Rückfederungen an der äußeren und inneren Position der Rippen. Die äußere Position ist gleichbedeutend mit einer niedrigeren Ziehtiefe. Entsprechend niedrig fallen die Werte für die Streckbiegelänge aus, was zu einer hohen Rückfederung führt. Lediglich bei der niedrigsten Rippenhöhe ($h_r = 5 \text{ mm}$) ist die Streckbiegelänge noch immer groß genug, um die Rückfederung mit 1,18 % gegenüber dem Blech zu reduzieren. An der inneren Position gilt dies sowohl für die 5 mm als auch die 10 mm hohe Rippe. Bei einer Rippenhöhe von 5 mm bleibt die Rückfederung somit annähernd isotrop. Die 10 mm hohe äußere Rippe wird jedoch bereits überwiegend auf Biegung beansprucht. Daher federt sie stärker zurück als die innere Rippe, die aufgrund der höheren Ziehtiefe weiterhin große Streckbiegelängen aufweist. Die Rückfederungen innen und außen unterscheiden sich somit und es tritt die angesprochene Verwölbung des Bleches ein. Die senkrechte Rückfederung wächst hierdurch so stark an, dass sie die des ebenen Bleches übersteigt. Eine weitere Steigerung der Rippenhöhe bewirkt schließlich auch für die inneren Rippen einen durch Biegung dominierten Zustand. Folglich gleichen sich die senkrechte und parallele Rückfederung wieder an. Insgesamt scheint der Rückfederung jedoch eine obere Grenze gesetzt zu sein, sodass die nun wieder isotrope Rückfederung auch bei weiterer Steigerung der Rippenhöhe auf einem ähnlichen Niveau wie das ebene Blech verharrt. Eine Erklärung liefert die Tatsache, dass das Blech nicht nur während der Umformung sondern auch während der Rückfederung hauptsächlich in der Blechebene gedehnt wird. Als Schubfeld wirkt es einer von den Rippen aufgezwungenen elastischen Verformung daher sehr effektiv entgegen. Rückfederungen deutlich oberhalb der des Bleches sind also nur für den richtungsabhängigen Fall möglich.

8.5 Rückfederungskompensation

Die zur Rückfederungsberechnung verwendeten Simulationsmodelle ermöglichen die Durchführung einer Matrizenkompensation auf Basis der Reverse-Displacement-Methode (RD-Methode) nach Yang und Ruan [Yan11c]. Die hier vorgestellte Umsetzung wurde in einer vom Autor dieser Dissertation betreuten studentischen Arbeit [S-Ber11] entwickelt.

Die Modellierung der Werkzeuge als analytische Starrkörper erlaubt im vorliegenden Fall einen vereinfachten Ansatz der RD-Methode. Ausgehend von der Annahme, dass auch die kompensierte Matrizenform näherungsweise einer Kugelkalotte entspricht, müssen lediglich für drei Punkte Korrekturvektoren ermittelt werden, mit denen die kompensierte Form dann vollständig definiert ist. Zusätzlich zum Kalottenmittelpunkt, der sinnvollerweise gleichzeitig Ursprung des verwendeten Koordinatensystems ist und durch die Kompensation nicht verschoben wird, werden zwei Punkte gewählt, die im Moment der Formfüllung mit zwei Knoten der Werkstückoberfläche (Kontrollknoten) zusammenfallen. Für diese werden nach der Rückfederung die Abweichungen vom Soll bestimmt und daraus nach dem in Kapitel 2.3.4 beschriebenen Vorgehen die neue Kalottenform abgeleitet. Dieser vereinfachte Ansatz reduziert Gleichung (2-19) auf das zweizeilige Gleichungssystem (8-14):

$$\begin{bmatrix} Cx_1 & Cy_1 \\ Cx_2 & Cy_2 \end{bmatrix}^{j+1} = \begin{bmatrix} Cx_1 & Cy_1 \\ Cx_2 & Cy_2 \end{bmatrix}^j - \left(\begin{bmatrix} x_{k1} & y_{k1} \\ x_{k2} & y_{k2} \end{bmatrix}^j - \begin{bmatrix} Zx_{k1} & Zy_{k1} \\ Zx_{k2} & Zy_{k2} \end{bmatrix} \right). \quad (8-14)$$

Darin sind x_i und y_i die Koordinaten der anzupassenden Matrizenpunkte und x_{ki} , y_{ki} die Koordinaten der ausgewerteten Kontrollknoten des Werkstücks. Die Ziehkante und der Flanschbereich werden parallel zum Übergangspunkt zwischen Form- und Ziehkantenradius verschoben, sodass eine ebene Flanschfläche erhalten bleibt.

Die Auswertung der resultierenden Bauteilform kann entlang eines Schnittes in rippenparalleler Richtung durch den Kalottenmittelpunkt erfolgen. Als Fehlermaß werden die Abweichungen aller Knoten der Werkstückoberfläche entlang dieses Schnittes von der Sollform addiert.

In einem Testlauf mit Form 2 als Zielgeometrie und dem in Kapitel 8.1 beschriebenen Halbzeug wurde dieser Fehler bereits nach der ersten Iteration auf 13 % des Ausgangswertes reduziert. Die Abweichungen der beiden Kontrollknoten (k_1 und k_2) betrugen sogar nur 2,7 % bzw. 7 % des Ausgangswertes. Weitere Iterationen brachten keine zusätzliche

Verbesserung, was der vereinfachten Anpassung an nur zwei Punkten der Form zugeschrieben werden muss. Obwohl die Richtungsabhängigkeit der Rückfederung, die eigentlich als kompensierte Matrizenform ein Ellipsoid verlangt, in diesem Testlauf vernachlässigt wurde, konnte die vorgeschlagene Umsetzung der RD-Methode ihre Effektivität bei der Anwendung auf Rippenbleche grundsätzlich unter Beweis stellen.

Durch Modellierung der Matrize als diskretisierten Starrkörper könnte die RD-Methode zudem auch ohne die getroffenen Vereinfachungen angewandt werden. Wie von Yang und Ruan vorgesehen würde dann jeder einzelne Matrizenknoten neupositioniert, wodurch auch weniger symmetrisch und vollkommen asymmetrische Kompensationsformen möglich wären. Damit steht der Ansatz als wirkungsvolle Methode der Rückfederungskompensation für die Rippenblechumformung mit beliebiger Zielgeometrie zur Verfügung.

8.6 Fazit zur Rückfederung von Rippenblech

Die Rückfederung von Rippenblech ist abhängig von der Anzahl, Position und Höhe der Rippen, von deren Streckbiegelänge und dem verwendeten Werkstoff (samt Anisotropie). Unter ungünstigen Bedingungen können Rippen eine richtungsabhängige Rückfederung bewirken. Gemessen an ihrer versteifenden Wirkung im Lastfall (s. Kap 4) ist ihr Einfluss auf die Rückfederung nach der HBU insgesamt jedoch eher gering.

Die Rückfederung von Rippenblech ist zudem mit etablierten Methoden kompensierbar. Die numerische Simulation bildet das Rückfederungsverhalten hierfür hinreichend genau ab. Für einfache Geometrien ist die Wirkung der Rippen zusätzlich analytisch abschätzbar, sodass eine schnelle und einfache Vorauslegung erfolgen kann.

9 Geometrische Auslegung von Halbzeugen für die Rippenblechumformung

Kapitel 2.2 diskutierte als Alternative zur Rippenblechumformung die Fertigungsrouen I-III, welche die Rippen entweder erst am Ende der Prozesskette erzeugen oder sie nachträglich mit dem bereits gekrümmten Blech fügen. In beiden Fällen ist eine exakte Positionierung der Rippen gewährleistet.

Im Unterschied dazu unterliegen Rippen in der Rippenblechumformung Verschiebungen. Bei Ertugrul führte dies zu den beschriebenen Form- und Lageabweichungen [Ert11]. Dabei muss die Genauigkeit, mit der eine Rippe auf dem Fertigteil positioniert werden kann, als ein wesentliches Qualitätsmerkmal der Rippenblechumformung verstanden werden. Nur wenn die vom Konstrukteur festgelegte Sollposition in Form und Lage exakt erreicht wird, kann die Bauweise ihr volles Leichtbaupotential entfalten oder das dynamische Verhalten von Bauteilen in gewünschter Weise beeinflussen.

Bei den etablierten Verfahren der Rippenblechumformung sind die Verschiebungen eher klein. Das Positionierungsproblem tritt in den Hintergrund und wurde daher nach Kenntnis des Autors bisher nicht behandelt. Im Gegensatz dazu sind große Formänderungen und damit große Verschiebungen gerade ein wesentlicher Vorteil der HBU als Verfahren der Rippenblechumformung. Eine erfolgreiche Anwendung verlangt also eine Auseinandersetzung mit dem Positionierungsproblem.

Die Steuerung der HBU über Wirkmediendruck und Schließkraft gewährt nur begrenzten Einfluss auf die Verschiebungen von Rippen während der Umformung. Somit kommt der Gestaltung des Halbzeugs als Startgeometrie eine entscheidende Bedeutung zu. Das vorliegende Kapitel schlägt hierzu einen Algorithmus vor, mit dessen Hilfe eine solche Vorauslegung auf einfache Weise gelingt. Seine Anwendung auf einen Testfall mit drei verschiedenen Rippenverläufen demonstriert die damit erreichbare Genauigkeit der Positionierung und deren Robustheit gegenüber Materialschwankungen.

9.1 Vorschlag eines Auslegungsalgorithmus

Der vorgeschlagene Algorithmus basiert auf einer Fixpunktiteration mit der numerischen Simulation der Umformung als Fixpunktgleichung.

Der Verlauf einer Rippe auf dem ebenen Halbzeug wird durch die Koordinaten x_n und y_n beschrieben, die im Folgenden zur Halbzeugkurve C_n zusammengefasst werden. Den Verlauf auf dem fertigen Bauteil beschreibt analog die Bauteilkurve B_n . Das „ n “ steht jeweils für die aktuelle Iteration. Gesucht wird die Halbzeugkurve C_{end} , entlang derer eine Rippe auf dem ebenen Halbzeug positioniert werden muss, damit sie nach einer gegebenen Umformoperation eine vorher definierte Sollkurve B_{soll} erreicht.

Der verwendete Ansatz basiert auf der Bestimmung der Verschiebungen der Sollkurve durch die Simulation der Umformung. Zieht man diese Verschiebungen von der Sollkurve ab, gelangt man zur Kurve derjenigen Punkte, die in der durchgeführten Iteration die Sollkurve exakt erreichten. Die Neupositionierung der Rippe entlang dieser Kurve bildet den Ausgangspunkt für die nächste Iteration.

Die neue Halbzeugkurve C_{n+1} hängt also vom Verschiebungsfeld u_n des Werkstücks ab, das seinerseits durch die Verwendung der alten Halbzeugkurve C_n zustande kam; denn die Position der Rippe auf dem Halbzeug nimmt Einfluss auf die Verschiebungen. Für den Fall, dass C_{n+1} auf ein Ergebnis für B_{n+1} führt, das näher an B_{soll} liegt als B_n , nähert sich die Bauteilkurve mit jeder weiteren Iteration der Sollkurve immer weiter an. Sobald die Veränderung des Verschiebungsfeldes durch eine Anpassung der Halbzeugkurve jedoch kleiner wird, als es die Genauigkeit der Simulation zulässt, führen weitere Iterationen auf eine immer gleiche nächste Halbzeugkurve. Es können daher zwei sinnvolle Abbruchkriterien formuliert werden: das Erreichen einer Bauteilkurve innerhalb einer zuvor definierten Toleranz ($tol.$) zur Sollkurve (wie in Abb. 9-1) oder eine hinreichend kleine Änderung der Halbzeugkurve von einer Iteration zur nächsten.

Um den Ablauf zu automatisieren, müssen alle Kurven in eine für die verwendete Software handhabbare Form gebracht werden. Im vorliegenden Fall war dies eine Liste diskreter Punkte. Grundsätzlich wäre auch eine Beschreibung als Funktion oder als Spline denkbar. Eine zweidimensionale Beschreibung ist dabei ausreichend, denn die dritte Raumkoordinate ergibt sich jeweils aus dem Höhenprofil des zu formenden Bauteils. Im Falle einer Tief- oder Streckziehoperation mit ebenem Flansch bietet sich als geeignete Bezugsebene die Werkzeugtrennebene an. Im Folgenden erhält diese die

Koordinaten x und y .

Ein Startwert für die Halbzeugkurve (C_0) und die Sollkurve bilden die Eingangsgrößen des Algorithmus. Wie bei iterativen Verfahren üblich nimmt der Startwert Einfluss auf das Konvergenzverhalten des Algorithmus. Im vorliegenden Fall ist die zu lösende Gleichung (Umformsimulation) hochgradig nicht-linear. Aus mathematischer Sicht erscheint daher die Sollkurve selbst als sinnvolle Wahl des Startwertes, da sie bereits relativ nahe am gesuchten Ergebnis liegt.

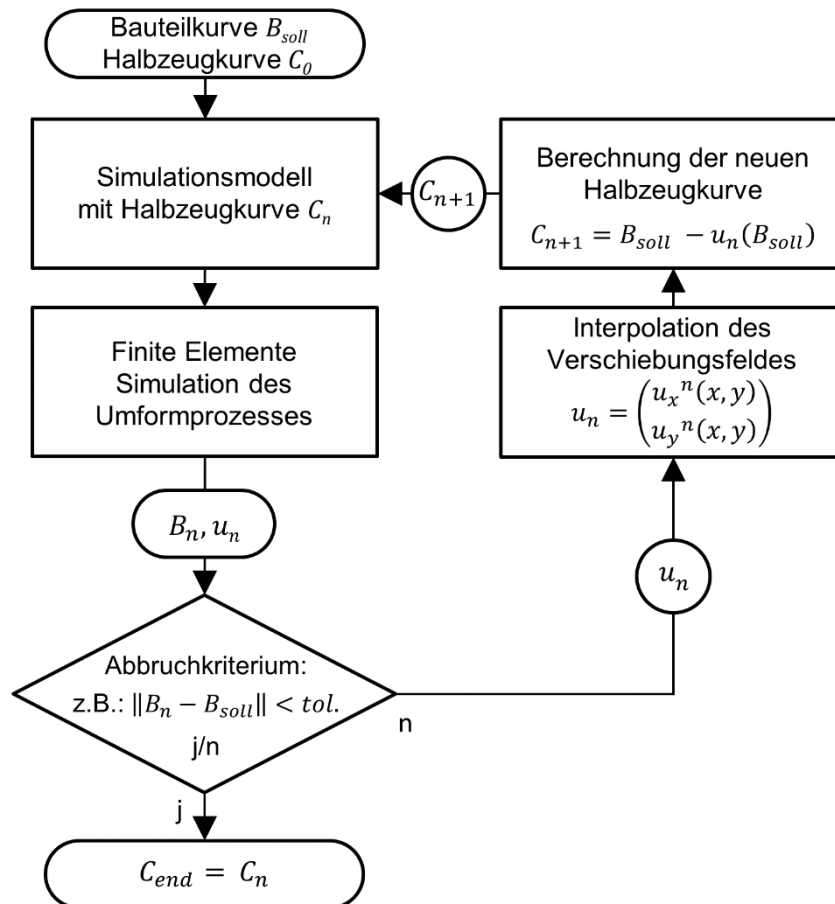


Abb. 9-1: Ablaufdiagramm des vorgestellten Algorithmus.

Mit der gewählten Anfangskonfiguration startet der Algorithmus eine erste Simulation des Umformprozesses. Als deren Ergebnis liegt das Verschiebungsfeld aller Knoten des Bauteils innerhalb der verwendeten Bezugsebene vor. In den meisten Fällen wird die zur Simulation erforderliche Vernetzung wesentlich gröber sein, als die angestrebte Genauigkeit der Positionierung. Um die Verschiebungen der Sollkurve mit der gewünschten Genauigkeit auszuwerten, wird das diskrete Verschiebungsfeld zwischen den Knoten mit einem kubischen Ansatz interpoliert (siehe Abb. 9-2). Die resultierenden Funktionen $u_x^n(x,y)$ und $u_y^n(x,y)$ weisen jedem beliebigen

Punkt des Werkstücks eine Verschiebung in x- und y-Richtung zu. Setzt man für x und y die Koordinaten der Sollkurve ein, erhält man deren Verschiebung (und Verzerrung) $u_n(B_{soll})$ durch die simulierte Umformung und kann daraus die Halbzeugkurve der nächsten Iteration C_{n+1} berechnen.

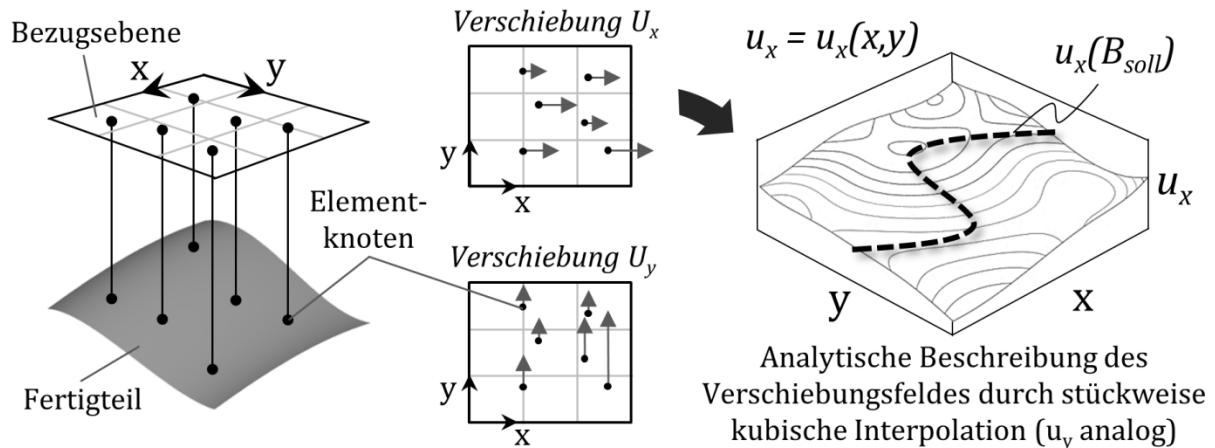


Abb. 9-2: Interpolation des berechneten Verschiebungsfeldes in der Bezugsebene.

Für eine Verwendung der Bauteilkurve B_n im Abbruchkriterium, muss deren Abweichung von der Sollkurve B_{soll} ermittelt werden. Der Algorithmus bestimmt hierzu den Abstand d_k der Knoten $b_{n,k}$ der Bauteilkurve B_n zum jeweils nächsten Punkt von B_{soll} (Abb. 9-3). Als Fehlermaße dienen der maximale Abstand d_{max} und das arithmetische Mittel der Abstände aller Knoten \bar{d} . Dies liefert auch dann einen Fehler, wenn ein Knoten genau auf der theoretischen Sollkurve liegt. Der maximal mögliche Abstand d entspricht in diesem Fall dem halben Abstand zweier Sollpunkte. Um ihn klein zu halten, muss die Sollkurve entsprechend fein diskretisiert werden. Für den unten beschriebenen Testfall wurde ein Sollpunkt-Abstand von 0.001 mm gewählt. Der maximale künstliche Abstand beträgt somit 0.0005 mm und ist damit wesentlich kleiner als alle technisch relevanten Abweichungen vom Soll.

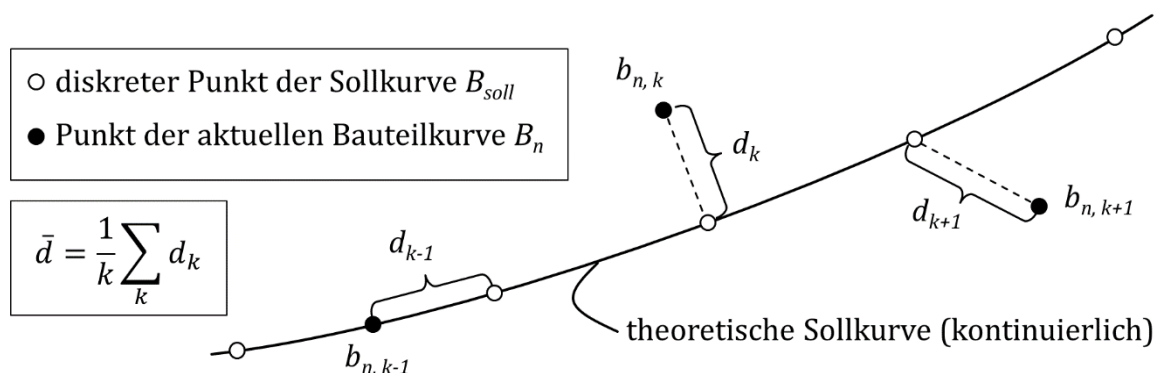


Abb. 9-3: Ermittlung der maximalen und der mittleren Abweichung vom Sollverlauf.

Analog kann auch die Änderung der Halbzeugkurve von einer Iteration zur

nächsten ermittelt werden, falls diese als Abbruchkriterium verwendet werden soll. Dazu sind lediglich die beiden Bauteilkurven gegen die Halbzeugkurven C_n und C_{n+1} auszutauschen.

9.2 Testfall und Implementierung

Um die Effektivität und Effizienz des vorgeschlagenen Algorithmus zu untersuchen, wurde dieser anhand der virtuellen Herstellung des asymmetrischen Napfes mit Nebenformelementen (Form3) getestet. Aus experimentellen Vorversuchen ohne Rippen ist bekannt, dass für diese Form eine vollständige Formfüllung durch einen Streckziehprozess bei 200 bar Innendruck und einer konstanten Schließkraft von 4.000 kN erreicht wird.

Der Algorithmus wurde auf drei verschiedene Sollkurven angewandt (Abbildung 9-4): einen exakt geraden Verlauf über beide Nebenformelemente (A), einen Sinusverlauf (B) und einen Verlauf, der über eines der beiden Nebenformelemente und dann entlang der Bereiche größter Verschiebung des Bauteilbodens führt (C). Die modellierten Rippen hatten eine Höhe von 5 mm und 90°-Enden. Positioniert wurde jeweils die Rippenwurzel, also die linienförmige Fügestelle zwischen Rippe und Blech.

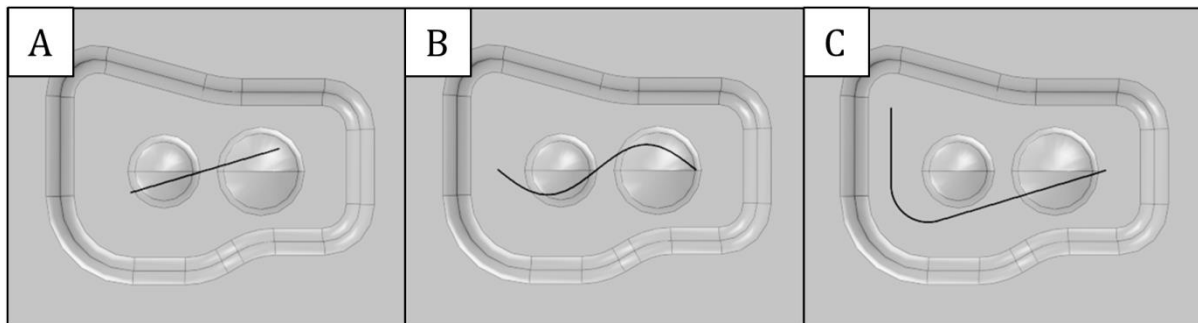


Abb. 9-4: Sollkurven als Testfall für den Auslegungsalgorithmus.

Für die numerische Simulation kam die Modellvariante mit Schalenelementen zum Einsatz. Der modellierte Werkstoff war isotropes DC04 ohne Schweißnahtverhärtung. Die Werkzeugaktivflächen wurden durch diskretisierte Starrkörper abgebildet. Die mittlere Elementkantenlänge des Werkstücks betrug 3 mm. Im Bereich der Rippe wurde dieser Wert auf 1 mm reduziert. Das durchschnittliche Elementkantenverhältnis betrug 1,25. Ein Pythonskript wurde angelegt mit der Aufgabe, für jede Iteration das Simulationsmodell mit der jeweils aktuellen Halbzeugkurve zu erstellen, die Simulation zu starten und als Ergebnis das resultierende Verschiebungsfeld in Form einer Textdatei abzuspeichern.

Der Algorithmus selbst wurde als Matlabskript implementiert, da dies neben den erforderlichen Berechnungen auch einen bequemen Zugriff auf Abaqus, das verwendete Pythonskript und die von diesem angelegte Textdatei zuließ.

Für die Lieferung von „Flacherzeugnissen aus weichen Stählen zum Kaltumformen“ lässt DIN EN 10130 bei einer Nennblechstärke von 1-1,2 mm Abweichungen von $\pm 0,07$ mm zu. Nach DIN EN 10139 liegen zudem die zulässigen Streckgrenzen für den Werkstoff DC04 zwischen 140 MPa und 210 MPa. Da auch Schwankungen des Elastizitätsmoduls auftreten können, wurde für diesen neben dem geläufigen Wert von 210 GPa zusätzlich ein Wert von 180 GPa modelliert. Für die Extremwerte aller Schwankungen wurde die letzte Iteration der Auslegung für Sollkurve A wiederholt, um zu testen inwieweit die ermittelte Halbzeugkurve unter diesen Bedingungen ihre Gültigkeit behält.

9.3 Ergebnisse

Für eine Iteration benötigten sechs Kerne eines Intel Core i7 Prozessors mit einer Taktfrequenz von 2,93 GHz ca. 3,5 Stunden, wovon der überwiegende Teil auf die Simulation fiel. Die Ermittlung der Halbzeugkurve, die Modellerstellung und die Fehlerermittlung benötigten pro Iteration ca. 1,5 min.

9.3.1 Erreichte Genauigkeit und Konvergenzverhalten

Abbildung 9-5 fasst die Ergebnisse mit dem Referenzwerkstoff zusammen. Dargestellt sind jeweils die resultierende Bauteilkurve bei Verwendung der Sollkurve als Startwert und die resultierende Bauteilkurve nach fünf Iterationen des Algorithmus. Zusätzlich geben Balkendiagramme die mittlere und maximale Abweichung von der Sollkurve aller Iterationen an. Aus Skalierungsgründen sind die Abweichungen bei Verwendung der Startwerte ($n=0$) nicht dargestellt. Diese betrugen für Kurve A $d_{max} = 2,05$ mm und $\bar{d} = 0,74$ mm, für Kurve B $d_{max} = 3,22$ mm und $\bar{d} = 1,26$ mm und für Kurve C $d_{max} = 4,16$ mm und $\bar{d} = 2,53$ mm.

Für alle drei Sollkurven konnte die mittlere Abweichung bereits nach der ersten Iteration auf weniger als 0,02 mm reduziert werden. Für Kurve A und B erreichte die maximale Abweichung einen Wert kleiner 0,02 mm nach der dritten Iteration. Für Kurve C wurde dieser Wert bereits nach der zweiten Iteration erreicht, stieg dann aber wieder an, um in folgenden Iterationen um einen Wert von etwa 0,025 mm zu pendeln.

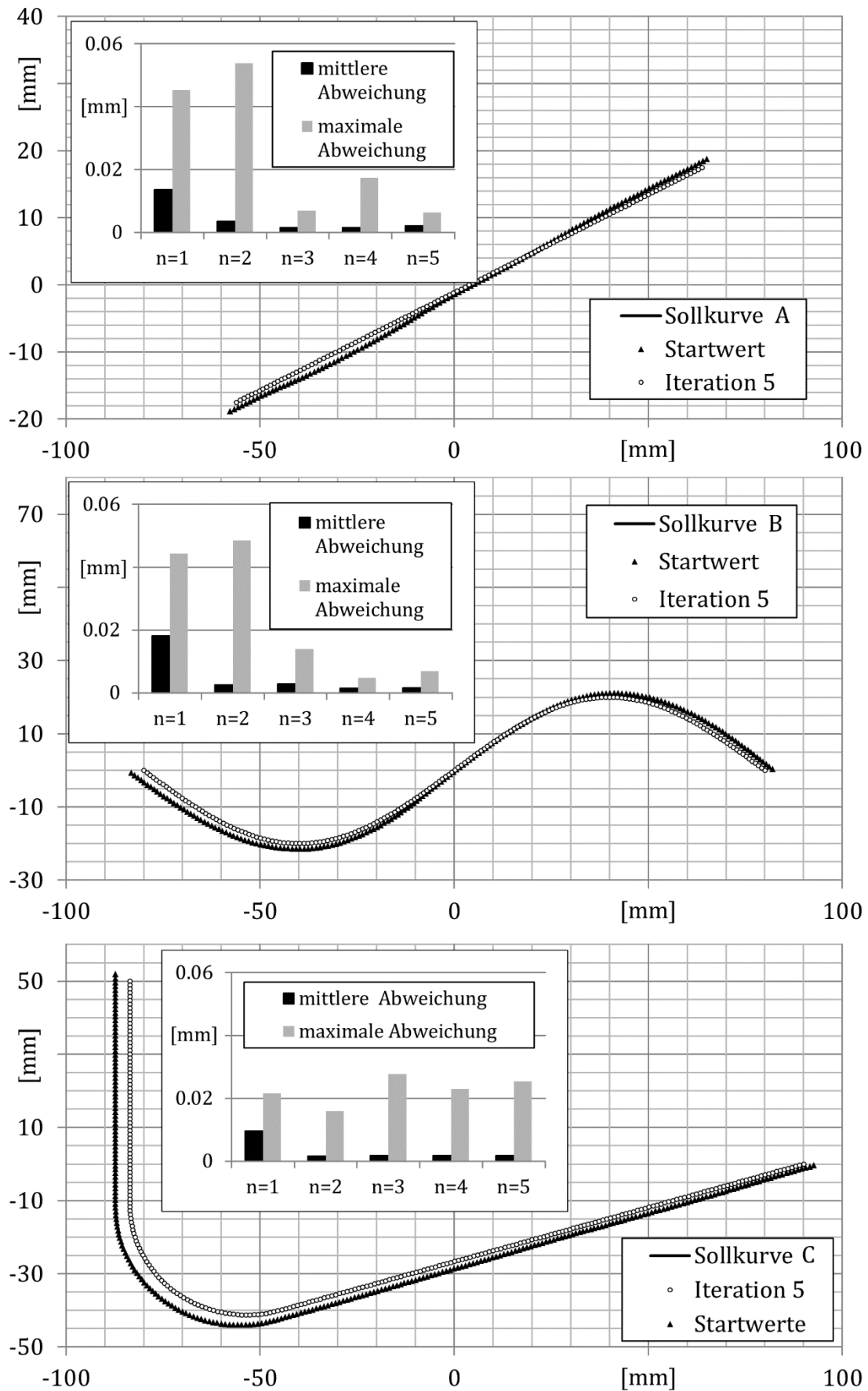


Abb. 9-5: Plot der erreichten Bauteilkurven in der xy-Ebene und Konvergenzverhalten der mittleren und der maximalen Abweichung.

9.3.2 Verhalten bei schwankenden Materialeigenschaften

Für die resultierenden Bauteilkurven bei schwankenden Materialeigenschaften wurde erneut eine mittlere und eine maximale Abweichung ermittelt, dieses Mal jedoch nicht zur Sollkurve, sondern zur erreichten Bauteilkurve des Referenzwerkstoffes nach der fünften Iteration. Das Ergebnis zeigt Abbildung 9-6. Die Positionierung zeigte eine erhöhte Empfindlichkeit gegenüber Schwankungen der Streckgrenze. Die hieraus resultierende Abweichung ist um etwa eine Größenordnung höher als die Genauigkeit des Positionierungsalgorithmus selbst. Die nach Norm zulässigen Blechdickenschwankungen verringern die Genauigkeit der Positionierung um 1-2 Hundertstel Millimeter. Von untergeordneter Bedeutung sind Schwankungen des Elastizitätsmoduls.

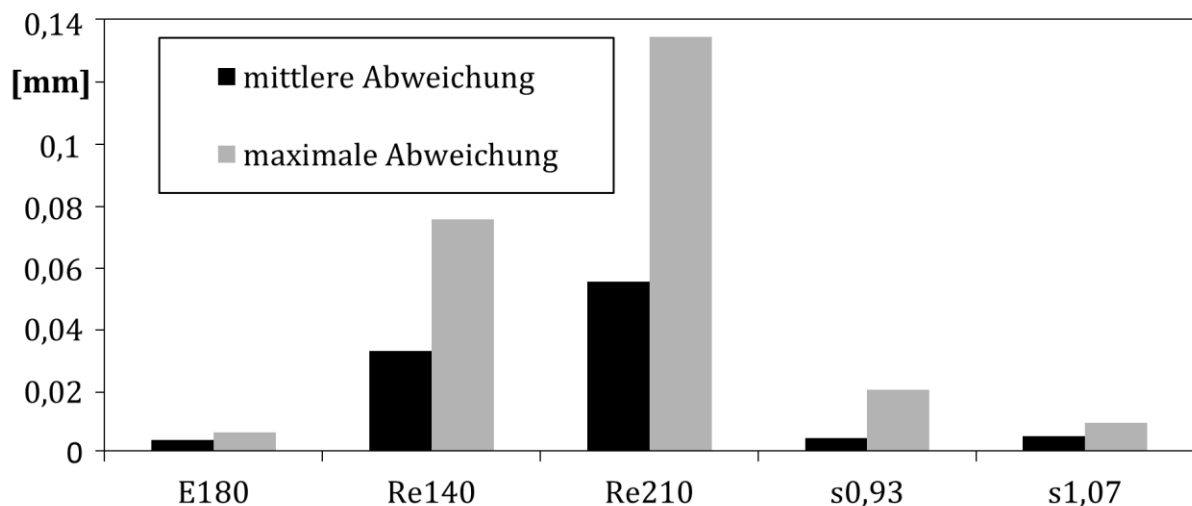


Abb. 9-6: Abweichung der Bauteilkurven bei Verwendung der Halbzeugkurve der fünften Iteration für Sollkurve A und modifizierten Materialkennwerten von der ursprünglichen Bauteilkurve der fünften Iteration für Sollkurve A mit dem Referenzmaterial (DC04), E180: E-Modul = 180 GPa, Re140 und Re210: Parallelverschiebung der Fließkurve auf 140 MPa bzw. 210 MPa, s0,93 und s1,07: Blechdicke $s_0 = 0,93$ mm bzw. $s_0 = 1,07$ mm.

9.4 Diskussion und Schlussfolgerungen

Für die drei getesteten Sollkurven erreichte der Algorithmus eine Positioniergenauigkeit zwischen 0,01 mm und 0,025 mm gemessen an der maximalen Abweichung zum Soll. Unterschiede in den Ergebnissen der Positionierung mit den verschiedenen Sollkurven deuten darauf hin, dass die bleibenden Abweichungen mit größeren Verschiebungen der Rippe ebenfalls zunehmen. Durch eine feinere Diskretisierung der Simulationsmodelle und der Interpolation lassen sich diese Werte möglicherweise noch verringern. Dabei ist fraglich, ob dies überhaupt technische Relevanz besitzt, denn die

Abweichungen des Algorithmus waren bereits eine Größenordnung kleiner als die durch schwankende Materialeigenschaften verursachten.

Addiert man den Fehler des Algorithmus und den Einfluss schwankender Materialkennwerte zu einem Gesamtfehler, so wurde im vorliegenden Testfall eine Genauigkeit der Positionierung der Rippe von $\pm 0,16$ mm erreicht. Werden an eine Fertigung höhere Genauigkeitsanforderungen gestellt, sollten in erster Linie engere Streubänder der Materialkennwerte mit dem Lieferanten vereinbart werden.

Im Fall einer Tiefziehoperation mit Flanscheinzug kommen zu den beobachteten Ungenauigkeiten noch Unsicherheiten bezüglich des tribologischen Systems. Schwankende Reibwerte können zu lokal oder global schwankendem Flanscheinzug und damit ebenfalls zu Positionierungsungenauigkeiten führen. Zusätzlich zur Halbzeugauslegung kann für die exakte Positionierung von Rippen ein erhöhter Anspruch an konstante Produktionsbedingungen formuliert werden.

Im gezeigten Testfall wurde die Rippenwurzel positioniert. Aufgrund der Ausrichtung der Rippe in Flächennormalenrichtung, weicht die freie Rippenkante von deren Verlauf ab. Grundsätzlich wäre auch deren Positionierung durch den Algorithmus möglich, dann allerdings unter Inkaufnahme eines abweichenden Verlaufs der Wurzel.

Der Algorithmus erreichte die gezeigten Ergebnisse innerhalb weniger Iterationen und mit technisch einfachen Mitteln. Die Voraussetzungen für eine Implementierung sind mit dem Erwerb einer Simulationssoftware geschaffen. Dabei ist die Anwendung nicht auf die Positionierung von Rippen beschränkt. Grundsätzlich ist sein Einsatz für alle denkbaren Struktur-, Form- und Funktionselemente möglich, die sinnvollerweise auf ein Halbzeug zur Blechumformung appliziert werden können. Weiteres Anwendungspotential besteht beispielsweise für den Zuschnitt und die Positionierung von Verstärkungsblechen, die Positionierung von Schweißnähten oder aufgedruckter Elektronik. Ebenso ist die Anwendung auf weitere Umformprozesse denkbar. In der gegenwärtigen Form ist der Algorithmus auf Verfahren der Blechumformung ausgelegt. Nach einer entsprechenden Anpassung der Interpolation des Verschiebungsfeldes ist auch eine Anwendung auf Verfahren der Massivumformung denkbar beispielsweise zur Anordnung von Hohlräumen oder Abschnitten unterschiedlicher Werkstoffe in den Halbzeugen.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Versteifung flächiger Strukturen nutzt der konstruktive Leichtbau nach dem Vorbild der Natur die Rippe. Sollen Schalen mit verzweigtem Querschnitt aus Metall bestehen, stellt dies, insbesondere im Fall von Stahl, die Fertigung vor Schwierigkeiten. Mit der Hochdruck-Blechumformung (HBU) laser-geschweißter Rippenbleche fanden Ertugrul und Groche einen serientauglichen Ansatz, der im Vergleich zum Stand der Technik deutlich stärkere Krümmungen, Nebenformen und die Verarbeitung von Stahl ermöglicht [Gro08]. Die HBU bereits verrippter Bleche führt jedoch auf neue Fehlerarten, die mitentscheiden, welche Bauteilformen durch das Verfahren herstellbar sind. Der scharfe Querschnittsübergang am Rippenende entfaltet eine Kerbwirkung, die zum Bersten führen kann, noch bevor das Blech sich an die Form anlegt. Während der freien Aufweitung kommt es zum Stauchen der freien Rippenkante, was ein Ausbeulen der Rippen zur Folge haben kann. In der Werkzeugkonstruktion muss zudem beachtet werden, dass sich die Rückfederung von Rippenblechen von der ebenen Bleche unterscheidet. Und schließlich können Form und Lage der Rippen auf dem Fertigteil von der Bauteilsollform abweichen.

Die vorliegende Arbeit beschreibt Maßnahmen, die geeignet sind, die Grenzen dieser vier Fehlerarten zu verschieben, um damit das herstellbare Bauteilspektrum der HBU von Rippenblech aus Stahl zu erweitern.

Durch Einführung der dehnungsbasierten Kerbformzahl gelang es, die Kerbwirkung verschiedener Rippenenden zu quantifizieren. Dazu wurde optisch die Dehnung einer Probe im Zugversuch und im hydraulischen Tiefungsversuch (HTV) gemessen. Beide Experimente zeigten eine lokale Überhöhung der Dehnung in Blechdickenrichtung an den Rippenenden. Zudem validierten sie den gewählten Ansatz zur numerischen Simulation, die gute Übereinstimmungen mit experimentellen Daten aufwies. Eine Parameterstudie auf dieser Basis zeigte, dass sich die dehnungsbasierte Kerbformzahl für positive Haupt- und Nebenformänderungen, wie sie der HTV bewirkt, durch die Rippenendenform beeinflussen lässt. Als am günstigsten

erwies sich hier ein radialer Übergang, der die Dehnungsüberhöhung im Vergleich zum ebenen Fall um ein Drittel reduzierte. Auf den Zugversuch mit positiver Haupt- und negativer Nebenformänderung hatte die Form des Rippenendes keinen wesentlichen Einfluss.

Das Rippenbeulen ließ sich in HBU-Experimenten durch Abstrecken des Werkstücks reduzieren. Bei hohen Schließkräften übertrug der Streckanteil des Blechs sich auf die Rippe und wirkte hier der für das Beulen ursächlichen Stauchung entgegen. In den ohnehin hochbeanspruchten Bereichen um die Rippenenden führte das Vorgehen allerdings dazu, dass die lokale Ausdünnung noch zunahm. Das gleichzeitige Vermeiden von Rippenbeulen und Bersten des Blechs an den Rippenenden führt somit auf einen Zielkonflikt. Durch eine von Bratzke mathematisch optimierte Schließkraftkurve [Bra15] konnte dieser im vorliegenden Fall weitgehend entschärft werden. Mit dieser Kurve umgeformte Teile zeigten ein ähnlich reduziertes Beulen wie im Streckziehfall bei im Vergleich zum Tiefziehfall minimal erhöhter Ausdünnung.

Ein Rippenbeulen lässt sich jedoch nicht für alle Proportionen des Zielbauteils vermeiden. Den größten Einfluss haben die Rippenhöhe und der Radius der Krümmung, zu dem die Rippe während der HBU gebogen wird. Mithilfe der Versuchsdaten wurde ein qualitatives Arbeitsdiagramm erstellt, das dem Produktentwickler helfen soll, beulgefährdete Entwürfe zu identifizieren.

Auch die Rückfederung ist abhängig von geometrischen Parametern des Rippenblechs. HBU-Experimente und die numerische Simulation zeigten, dass erneut die Rippenkrümmung und die Rippenhöhe maßgebliche Faktoren sind. Zudem übt im Fall der Rückfederung die Lage der Rippen auf dem Werkstück einen Einfluss aus. Abhängig von diesen Faktoren kann die Rückfederung verglichen mit dem ebenen Blech stärker oder schwächer sein und sich entlang verschiedener Orientierungen zur Rippenlängsrichtung unterscheiden. Durch Anpassung der Werkzeugform war dies jedoch im untersuchten Beispiel kompensierbar.

Für das Erreichen einer definierten Form und Lage der Rippen auf dem Fertigteil wurde ein Algorithmus entwickelt und getestet, der iterativ die erforderliche Ausgangsform der Rippen auf dem Halbzeug findet. Dieser basiert auf der numerischen Simulation und erreichte in den untersuchten Testfällen nach zwei bis drei Iterationen eine Rippenposition mit einer maximalen Abweichung von 0,02 mm zur Sollvorgabe. Da er keine vom Benutzer fallabhängig einzustellenden Parameter benötigt, ist er leicht auf andere Fälle übertragbar. Die Simulation des Testfalls zeigte weiter, dass schwankende Materialkennwerte Einfluss auf die Genauigkeit der

Positionierung nehmen. Allen voran bewirkte eine nach DIN EN 10139 für Lieferanten zulässige Schwankung der Streckgrenze Abweichungen zur Sollvorgabe von bis zu 0,15 mm.

Der beschriebene Test des Algorithmus basiert vollständig auf der Simulation. Eine experimentelle Validierung setzt voraus, dass Rippen in der Halbzeugfertigung nach den Vorgaben des Algorithmus vorgebogen werden. Eine Maschine zum flexiblen Rollenbiegen wurde hierzu bereits aufgebaut. Derzeit befindet sich eine Steuerung in der Entwicklung, die Rückfederungseffekte dieser Biegung automatisch kompensiert. Die zur Halbzeugfertigung durch Laserschweißen genutzte Spannvorrichtung wurde von Chi bereits unter der Maßgabe entwickelt, auch gekrümmte Rippen zu verarbeiten [S-Chi14].

Anwendungsbeispiele von Rippenkonstruktionen weisen neben parallelen und gekrümmten Rippen häufig Rippennetze auf. Ein Beispiel sind sog. Isogrids, die annähernd isotrope Eigenschaften zeigen. Die Umformung solcher Strukturen findet mit dem freien Biegen [Yan12] und der Explosionsumformung [Sou06] bereits statt. Grundsätzlich scheint dies auch mit der HBU denkbar. Aus Sicht der Forschung ergeben sich daraus neue Fragen bezüglich der Formgebungsgrenzen und neuer halbzeugbedingter Versagensarten. Der entwickelte Positionieralgorithmus ist theoretisch bereits auf Rippennetze anwendbar.

Im Anfangsstadium der Entwicklung befindet sich das Tiefziehen von Rippenblech mit starren Werkzeugen. Im Vergleich zur HBU verspricht dieses Vorteile bezüglich der Taktzeit, des Anlagenaufwands und der Eingliederung in bestehende Produktionssysteme. Einen ersten Ansatz lieferte Köhler, der in seiner Masterthesis ein Werkzeugkonzept und damit fertigbare Demonstratorteile entwickelte und die prinzipielle Machbarkeit des Verfahrens in der numerischen Simulation nachwies [S-Koe14].

Quellenverzeichnis

Anmerkung zu den Quellenangaben in dieser Arbeit

Fasst ein kompletter Absatz Informationen aus einer einzelnen Quelle zusammen, wird dies in der vorliegenden Arbeit durch eine Quellenangabe nach dem Satzzeichen des letzten Satzes kenntlich gemacht. Steht eine Quellenangabe am Ende des Absatzes jedoch vor dem Satzzeichen, bezieht sie sich lediglich auf den letzten Satz.

Literatur

- Abq12 ABAQUS 6.12 Analysis User's Manual. Online Documentation Help: Dassault Systèmes, 2012
- Ada04 Adachi, T.; Kimura, S.; Nagayama, T.; Takehisa, H.; Shimanuki, M.: Age Forming Technology for Aircraft Wing Skin. Materials Forum, Vol. 28, 2004
- Age14 Projektbroschüre: AgeForm – Forming advanced aerospace panels at reduced cost – A European project supported by the fifth Framework Programme for Research and Technological Development. Online-Veröffentlichung auf: www.scribd.com/doc/37472248/AgeForm, Stand: 01.08.2014
- All12 Allwood, J.; Cullen, J.: Sustainable Materials - With Both Eyes Open. UIT Cambridge Ltd., 2012
- And07 Andersson, A.: Numerical and Experimental Evaluation of Springback in Advanced High Strength Steel. Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 16(3), S. 301-307, 2007
- Bak12 Bakhshi-Jooybarie, M.; Gorji, A.; Elyasi, M.: Developments in Sheet Hydroforming Complex Industrial Parts. In: Kazeminezhad, M. (Hrsg.): Metal Forming – Process, Tools, Design. InTech under CC BY 3.0 license, 2012

- Bar05 Bargel, H-J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde. VDI-Buch, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005
- Bat02 Bathe, K.J.: Finite Elemente Methoden. 2. Auflage, Springer-Verlag, 2002
- Bau86 Bauschinger, J.: Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung. Mittheilungen aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium der K. Technischen Hochschule in München, Heft 13, 1886
- Bec10 Becque, J.: Inelastic Plate Buckling. Journal of Engineering Mechanics. Vol. 136, S. 1123-1130, 2010
- Beh11 Behrens, B.-A.; Bouguecha, A.; Götze, T.: Numerische Berechnung der Umformung von Aluminiumblechen mittels Kunststoffschmelzedruck. Metall, Jahrgang 65, S. 29-31, Verlagsgruppe Huthig, 2011
- Bob01 Bobbert, S.: Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren. Dissertation Universität Erlangen, Berichte aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Band 103, Meisenbach Verlag, 1999
- Boh08 Bohn, T.; Bruder, E.; Müller, C.: Formation of ultrafine-grained microstructure in HSLA steel profiles by linear flow splitting. Journal of Materials Science, Volume 43, Issue 23-24, S. 7307-7312, 2008
- Bra09 Bräunling, W.: Flugzeugtriebwerke – Grundlagen, Aero-Thermodynamik, ideal und reale Kreisprozesse, Thermische Turbomaschinen, Komponenten, Emissionen und Systeme. 3. Auflage, Springer Dordrecht Heidelberg London New York, 2009
- Bra15 Bratzke, D.: Optimal Control of Deep Drawing Processes based on Reduced Order Models. Dissertation, TU Darmstadt, 2015
- Byr03 Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B.: Advancing Cutting Technology. Annals of the CIRP, 52/2, S. 483-507, 2003
- Cle02 Cleveland, R.M.; Gosh, A.K.: Inelastic effects on springback in metals. International Journal of Plasticity, Vol 18. S. 769-785, 2002
- Coj10 Cojutti, M.: Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innenhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren. Dissertation Universität Erlangen, Berichte aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Band 217, Meisenbach Verlag, 2010
- Dae06 Deahn, G.S.: High Velocity Metal Forming. In: ASM Handbook, Vol. 14B, Metalworking: Sheet Forming, Appendix D, S. 405-418, ASM International, 2006

- Den07 Denkena, B.; Schmidt, C.: Experimental investigation and simulation of machining thin-walled workpieces. Production Engineering Research and Development (2007) 1:343-350, German Academic Society for Production Engineering (WGP), 2007
- Dic97 Dick, P.: Technologie des Hochdruckumformens ebener Bleche. Dissertation TH Darmstadt, Berichte aus Produktion und Umformtechnik, Band 37, Shaker Verlag, 1997
- Doe07 Doege, E.; Behrens, B.A.: Handbuch Umformtechnik – Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer Berlin Heidelberg New York, 2007
- Dom86 Domke, W.: Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung - 10. Verbesserte Auflage. Cornelsen-Velhagen & Klasing, ISBN: 3-590-81220-6, 1986
- Don13 Dong, G.J.; Zhao, C.C.; Cao, Y.: Flexible-die forming process with solid granule medium on sheet metal. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 23, Issue 9, S. 2666-2667, 2013
- Eck12 Eckstein, L.; Ernst, C-S.; Olschewski, I.: CO₂-Reduzierungspotenziale bei Pkw bis 2020 (Projektnummer 113510, Abschlussbericht). Institut für Kraftfahrzeuge Strategie und Beratung, Auftraggeber des Berichts: Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, Aachen, 2012
- Egg13 Eggers, u.; Furrer, P.; Müller, A.; Mütze, S.; Geffert, A.; Kröff, A.; Kopp, G.; Schöneburg, R.; Scherzer, D.; Hahn, O.; Janzen, V.; Meschut, G.; Olfermann, T.; Süllentrop, S.; Gadow, R.; Gaul, L.: Werkstoff- und Halbzeugtechnologien für Leichtbau-Anwendungen. In: Friedrich, H.E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, Kapitel 7, Springer Vieweg, 2013
- Ell13a Ellenrieder, G.; Gänsicke, T.; Goede, M.; Herrmann, H.G.: Die Leichtbaustrategien. In: Friedrich, H.E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, Kapitel 2, Springer Vieweg, 2013
- Ell13b Ellenrieder, G.; Friedrich, H.E.; Kienzle, S.: Leichtbaukonzepte für heute und morgen. In: Friedrich, H.E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, Kapitel 9, Springer Vieweg, 2013
- Ert09 Ertugrul, M.; Groche, P.: Hydroforming of Laser Welded Sheet Stringers. Key Engineering Materials, Vols. 410-411, S. 69-76, Trans Tech Publications, 2009
- Ert11 Ertugrul, M.: Wirkmedienbasiertes Tiefziehen von verrippten Blechen. Dissertation TU Darmstadt, Berichte aus Produktion und Umformtechnik, Band 83, Shaker Verlag, 2011
- Fin98 Finkenstein, E.; Kleiner, M.; Homberg, W.; Szücs, É.: In-Process Punching with Pressure Fluids in Sheet Metal Forming. Annals of the CIRP, 47/1, S.

207-212, 1998

- Fri02 Frieze, A.; Lohmar, J.; Wüstefeld, F.: Current Applications of Advanced Peen Forming Implementation. Proceedings of the 8th International Conference on Shot Peening (ICSP-8), Garmisch-Partenkirchen, Germany, 2002, verfügbar auf www.shotpeener.com, 2002
- Fri12 Fritz, A.H.; Schulze, G. (Hrsg.): Fertigungstechnik, 10. Neu bearbeitete Auflage. Springer Vieweg, 2012
- Fri13 Friedrich, H.E.; Krishnamoorthy, S.K.: Leichtbau als Treiber von Innovationen. In: Friedrich, H.E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, Kapitel 1, Springer Vieweg, 2013
- Gau01 Gau, J.T.; Kinzel, G.L.: An experimental investigation of the influence of the Bauschinger effect on springback predictions. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 108, S. 369-375, 2001
- Goe12 Göllner, T.; Günther, U.; Hess, W.; Pfetsch, M.; Ulbrich, S.: Optimierung der Geometrie und Topologie flächiger verzweigter Blechbauteile und von Mehrkammerprofilen. Tagungsband des 4. Zwischenkolloquiums des SFB 666, Meisenbach Verlag, Bamberg, 2012
- Gom11 Benutzerhandbuch - Atos, Argus, Aramis. Version 6.3, Gesellschaft für optische Messtechnik mbH, 2011
- Gro05 Gross, D.; Hauger, W.; Schnell, W.; Schröder, J.: Technische Mechanik - Band 2: Elastostatik. 8. erweiterte Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York, 2005
- Gro07 Grote, K.H.; Feldhusen, J. (Hrsg.): Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau. 22. Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York, 2007
- Gro08 Groche, P.; Ertugrul, M.: Innenhochdruckumformen von verzweigten Flächentragwerken. wt Werkstattstechnik, Heft 10/08, S. 781-786, Springer VDI Verlag, 2008
- Gro09 Groche, P.; Ringler, J.; Abu Schreehah, T.: Bending-Rolling combinations for strips with optimized cross section geometries. Annals of the CIRP, 58/1, S. 263-266, 2009
- Gro99 Gross, D.; Hauger, W.; Schnell, W.; Wriggers, P.: Technische Mechanik - Band 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden. 3. Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York, 1999
- Gru10 Grüner, M.; Merklein, M.: Numerical simulation of hydro forming at elevated temperatures with granular material used as medium compared to the real part geometry. International Journal of Material Forming, Vol. 3, Supplement 1, S. 279-282, 2011

- Gui08 Guines, D.; Gavrus, A.; Ragneau, E.: Numerical modeling of integrally stiffened structures forming from creep age forming technique. International Journal of Materials Forming, Supplement 1:1071-1074, Springer/ESAForm 2008
- Hac03 Hachmann, B.: Hydroformen von Blech – Möglichkeiten und Anforderungen. In: P. Groche (Hrsg.): 8. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt (UKD), S. 211-221, Meisenbach Verlag, 2003
- Hae10 Hänel, B.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Versch, C.; Hertel, O.; Esderts, A.; Hinkelmann, K.; Siegele, D.; Hohe, J.: Ein verbessertes Berechnungskonzept des statischen Festigkeitsnachweises und des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für nichtgeschweißte und geschweißte Maschinenbauteile nach der FKM-Richtlinie 'Festigkeitsnachweis', Abschlussbericht zum Vorhaben AiF 15361 BG/1-4, FKM-Heft 306, VDMA-Verlag, 2010
- Ham09 Hammami, W.; Padmanabhan, R.; Oliveira, M.C.; BelHadjSalah, H.; Alves, J.L.; Menezes, L.F.: A deformation based blank design method for formed parts. International Journal of Mechanics and Materials Design, Vol. 5, Issue 4, S. 303-314, 2009
- Han05 Han, K.; van Tyne, C.J.; Levy, B.S.: Effect of Strain and Strain Rate on the Bauschinger Effect Response of Three Different Steels. Metallurgical & Materials Transactions Part A, Vol. 36, issue 9, S. 2379, 2005
- Hei99 Hein, P.: Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung. Dissertation Universität Erlangen, Berichte aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Band 96, Meisenbach Verlag, 1999
- Hil48 Hill, R.: A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. Proceedings of the Royal Society A, London, 1948
- Hir10 Hirt, G. (Hrsg.): Modelling of incremental forming processes. Final Report of the DFG priority programme SPP1146 2003-2009, Shaker Verlag 2010
- Hol45 Hollomon, J.H.: Tensile Deformation. Transactions of the Metallurgical Society of AIME, Band 163, S. 268-290, New York, 1945
- Hol89 Holman, M.C.: Autoclave age forming large aluminium aircraft panels. Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 20, S. 477-488, 1989
- Hom01 Homberg, W.J.: Untersuchungen zur Prozessausführung und zum Fertigungssystem bei der Hochdruck-Blech-Umformung. Dissertation Universität Dortmund, Berichte aus der Fertigungstechnik, Shaker Verlag, 2001
- Hom06 Homberg, W.; Kleiner, M.; Krux, R.; Witulski, J.: Umformung von flexibel

- gewalzten Blechen mittels Wirkmedien – Experimentelle Untersuchungen. In: In: Wirkmedienbasierte Fertigungstechniken zur Blechumformung – Abschlussbericht zum DFG Schwerpunktprogramm SPP1098, Shaker Verlag, 2006
- How14 Howarth, J.; Mareddy, S.; Mativenga, P.: Energy intensity and environmental analysis of mechanical recycling of carbon fibre composite. Journal of Cleaner Production, Vol. 81, S. 46-50, 2014
- Huy99 Huybrechts, S.M.; Hahn, S.E.; Meink, T.E: Grid Stiffened Structures: A Survey of Fabrication, Analysis and Design Methods. Proceedings of the 12th International Conference on Composite Materials (ICCM/12), Paris, 1999
- Jes05 Jeswiet, J.; Micari, F.; Hirt, G.; Bramley, A.; Duflou, J.; Allwood, J.: Asymmetric Single Point incremental Forming of Sheet Metal. Annals of the CIRP, 54/2 Keynotes, S. 623, 2005
- Kar12 Kardes Sever, N.; Mete, O.H.; Demiralp, Y.; Choi, C.; Altan, T.: Springback Prediction in Bending of AHSS-DP 780. Proceedings of the NAMRI/SME, Vol. 40, 2012
- Kau08 Kaufmann, M.: Cost/Weight Optimization of Aircraft Structures. Dissertation, Kungl Tekniska Högskolan (KTH) School of Engineering Sciences, Stockholm, 2008
- Kit99 Kittel, S.; Linnemann, W.; Wüstenfeld, F.; Kopp, R.: Tight Tolerance Peen Forming with On-line Shape Control. Proceedings of the 7th International Conference on Shot Peening (ICSP-7), Warschau, Polen, 1999, verfügbar auf www.shotpeener.com, 1999
- Kle03 Kleiner, M.; Klaus, A.: Flexible Umformtechnik für leichte Tragwerkstrukturen. In: Reinhart, G.; Zäh, M.F. (Hrsg.): Martchance Individualisierung, Springer Berlin Heidelberg, 2003
- Kle07a Klein, B.: Leichtbau – Konstruktion, 7. verbesserte und erweiterte Auflage, Friedr. Vieweg und Sohn Verlag, GWV Fachverlage, Wiesbaden, 2007
- Kle07b Klein, B.: FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. 7. verbesserte Auflage, Friedr. Vieweg und Sohn Verlag, GWV Fachverlage, Wiesbaden, 2007
- Koc07 Koch, L.; Hager, B.: Tiefziehen mit festen Wirkmedien ist auf Standardpressen möglich. BLECH InForm, Ausgabe 3/2007, Carl Hanser Verlag, 2007
- Kol58 Kollbrunner, C.F.; Meister, M.: Ausbeulen - Theorie und Berechnung von Blechen. Springer Berlin Göttingen Heidelberg, 1958
- Kon81 Kondo, K.; Tsuzuki, S.; Kato, A.: Investigations on peen forming (2nd

- report: On the forming mechanism). 1st International Conference on Shot Peening, Paris, 1981, S.565ff, 1981
- Kos04 Koschnick, M.: Geometrische Locking-Effekte bei Finiten Elementen und ein allgemeines Konzept zu ihrer Vermeidung. Dissertation, TU München, Shaker-Verlag, 2004
- Ku05 Ku, T.W.; Kang, B.S.; Park, H.J.: Tailored blank design and prediction of weld line movement using the backward tracing scheme of finite element method. International Journal of Manufacturing Technology, Vol. 25, S.17-25, 2005
- Kul99 Kulkarni, K.M.; Schey, J.A.; Badger, D.V.: Investigation of Shot Peening as a Forming Process for Aircraft Wing Skins. Journal of Applied Metalworking, Vol. 1, Issue 4, S. 34-44, 1981
- Lae11 Läßle, V.: Einführung in die Festigkeitslehre. 3. Auflage, Vieweg + Teubner, 2011
- Lan13 Lang, L.H.; Wang, S.H.; Yang, C.L.: Investigation on the innovative impact hydroforming technology. Proceedings of the 11th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes (NUMIFORM 2013), S. 791-798, 2013
- Lan90 Lange, K.: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 3: Blechbearbeitung. Zweite völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo Hong Kong, 1990
- Lee98 Lee, C.H.; Huh, H.; Han, S.S.; Kwon, O.: Optimum Design of Tailor Welded Blanks in Sheet Metal Forming Processes by Inverse Finite Element Analysis. Metals and Materials, Vol. 4, No. 3, S. 458-463, 1998
- Lem05 Lemaitre, J.; Desmorat, R.: Engineering Damage Mechanics - Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures. Springer Berlin Heidelberg New York, 2005
- Lih14 Lihui, L.L.; Kangning, L.; Cai, G.; Yang, X.; Guo, C.; Bu, G.: A critical review on special forming processes and associated research for lightweight components based on sheet and tube materials. Manufacturing Review, Vol. 1, Issue 9, EDP Sciences, 2014
- Lud09 Ludwik, P.: Elemente der Technologischen Mechanik. Springer Verlag, Berlin, 1909
- Luo13 Luo, A.A.: Magnesium casting technology for structural applications. Journal of Magnesium and Alloys 1, pp. 2-22, Elsevier, 2013
- Met05 Metz, C.: Aktiv-elastische Werkzeugsysteme zum Tiefziehen mit Innenhochdruck. Dissertation TU Darmstadt, Berichte aus Produktion und

- Umformtechnik, Band 65, Shaker Verlag, 2005
- Mey07 Meywerk, M.: CAE-Methoden in der Fahrzeugtechnik. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007
- Mey87 Meyer, R.; Reccius, H.; Schüle, R.: Shot peen forming of NC-machined parts with integrated stringers using large balls. Proceedings of the 3rd International Conference on Shot Peening (ICSP-3), Garmisch-Partenkirchen, Germany, 1987, verfügbar auf www.shotpeener.com, 1987
- Mod11 Modaressi, H. Showkati, H.; Experiments on the bending failure of diagonally stiffened circular plates. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 42, Issue 5, S. 403-416, 2011
- Moo07 Moon, F.: The Machines of Leonardo da Vinci and Franz Reuleaux - Kinematics of Machines from the Renaissance to the 20th Century. Springer, 2007
- Mor09a Moro, J.L.; Rottner, M.; Alihodzic, B.; Weißbach, M.: Baukonstruktion - vom Prinzip zum Detail. Band 2: Konzeption, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009
- Mor09b Moro, J.L.; Rottner, M.; Alihodzic, B.; Weißbach, M.: Baukonstruktion - vom Prinzip zum Detail. Band 1: Grundlagen, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009
- Mun00 Munroe, J.; Wilkins, K. Gruber, M.: Integral Airframe Structures (IAS) – Validated Feasibility Study of Integrally Stiffened Metallic Fuselage Panels for Reducing Manufacturing Costs. NASA/CR-1000-209337, Boeing Commercial Airplane Group, Seattle, Washington, 2000
- Myn02 Mynors, D.J.; Zhang, B.: Applications and capabilities of explosive forming. Journal of Materials Processing Technology, Vols. 125-126, S. 1-25, 2002
- Neu07 Neugebauer, R. (Hrsg.): Hydro-Umformung. Springer Berlin Heidelberg New York, 2007
- Nov02 Novotny, S.: Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur. Dissertation, Universität Erlangen, Berichte aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Band 137, Meisenbach Verlag, 2002
- Oeh63 Oehler, G.: Biegen unter Pressen Abkantpressen Abkantmaschinen Walzenrundbiegemaschinen Profilwalzmaschinen, Carl Hanser Verlag, München, 1963
- Oha02 O'Hara, P.: Peen Forming – A Developing Technique. Proceedings of the 8th International Conference on Shot Peening (ICSP-8), Garmisch-Partenkirchen, 2002

-
- Ott73 Otto, E.H.; Dowling, A.R.; Sullivan, R.W.: A Comparison of the Effects of Explosive Forming and Static Deformation on the Mechanical Properties of Pressure Vessel Steels. Metallurgical Transactions, Vol. 4, S. 657, 1973
- Pah06 Pahl, G.; Beitz, W.; Feldhusen, J.; Grote, K.H.: Konstruktionslehre. Springer Verlag Berlin, 2006
- Pan59 Pankin, W.: Der hydraulische Tiefungsversuch und die Ermittlung von Fließkurven. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1959
- Pet02 Petit-Renaud, F.: Optimization of the Shot Peening Parameters. Proceedings of the 8th International Conference on Shot Peening (ICSP-8), Garmisch-Partenkirchen, Germany, 2002, verfügbar auf www.shotpeener.com, 2002
- Pro58 Proksa, F.: Zur Theorie des plastischen Blechbiegens bei großen Formänderungen. Dissertation Technische Hochschule Hannover. 1958
- Rad07 Radaj, D.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure. 3. Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York, 2007
- Rau05 Rauscher, B.; Gosling, M.; Homberg, W.; Kleiner, M.: Gas-pressure forming of an AlMg-alloy sheet at elevated temperatures. Steel Research International, Vol. 76/12, S. 925-930, 2005
- Rau11 Rauscher, B.: Formschlüssig verbundene Metall-Kunststoff-Hybridbauteile durch Integration von Blechumformung und Spritzgießen. Dissertation Universität Dortmund, Reihe Dortmunder Umformtechnik, Shaker Verlag, 2011
- Rib10 Ribeiro, F.C.; Marinho, E.P.; Inforzato, D.J.; Costa, P.R.; Batalha, G.F.: Creep age forming: a short review of fundamentals and applications. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Volume 43, Issue 1, 2010
- Roe12 Rösler, J; Haders, H.; Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. 4. Auflage, Springer-Vieweg, 2012
- Sch03 Schulz, J.: Geschwindigkeitskontrolliertes Kugelstrahlen und Kugelstrahlumformen. Dissertation RWTH Aachen, Umformtechnische Schriften Band 111, Shaker Verlag, 2003
- Sch07 Schäfer, T.: Verfahren zur hämmernden Blechumformung mit Industrieroboter. Dissertation, Universität Stuttgart, Jost-Jetter-Verlag, Heimsheim, 2007
- Sch10 Scherer, D.; Yang, Z.; Hoffmann, H.: Driving – A Flexible Manufacturing Method for Individualized Sheet Metal Products. Key Engineering Materials, Vols. 447-448, S. 795-800, Trans Tech Publications, 2010

- Sch93 Schmoeckel, D.; Beth, M.: Springback Reduction in Draw-Bending Process of Sheet Metals. *Annals of the CIRP* 42:339-342, 1993
- Sch99 Schmoeckel, D.; Huber, R.: Anwendung des Innenhochdruckumformens auf ebene Blechplatten. In: Innenhochdruckumformen – eine Alternative in der Fertigungstechnik, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover 1999
- Shu11 Shu, L.H.; Ueda, K.; Chiu, I.; Cheong, H.: Biologically Inspired Design, *Annals of the CIRP*, Vol. 60/2, S. 673-693, 2011
- Sim52 Simmons, T.C.: Integrally Stiffened Wing Panels Formed by Shot Peening Method. *Western Metals*, 1952
- Sly08 Slysh, P.: A better way to design high-performance structures. *Machine Design* (online-Magazin), Ausgabe 06/08, Penton Media Inc., 2008
- Son03 Son, K.; Shim, H.: Optimal blank shape design using the initial velocity of boundary nodes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 134, S. 92-98, 2003
- Sul11 Sulaiman, M.; Manurung, Y.; Haruman, E.; Rahim, M.; Redza, M.; Lidam, R.; Abas, S.; Tham, G.; Chau, C.: Simulation and experimental study on distortion of butt and T-joints using WELD PLANNER. *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 25, S. 2641-2646, 2011
- Tem01 Tempus, G.: New Aluminium Alloys and Fuselage Structures in Aircraft Design. Vortrag auf dem Materials Day des Departments Werkstoffe der ETH Zürich 2001: „Werkstoffe für Transport und Verkehr“, 18.05.2001, verfügbar online (Stand 28.07.2014) unter: http://www.mat.ethz.ch/news_events/archive/materialsday/matday01/pdf/TempusMD.pdf
- Tol05 Tolazzi, M.; Merklein, M.: Precise Material Properties as a Prerequisite for FE-Analysis of the Hydroforming of Tailored Welded Blanks. In: *Steel Research International*, Vol. 76, Special Issue on Sheet Metal Hydroforming, S. 915-919, 2005
- Tol08 Tolazzi, M.: Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen. Dissertation Universität Erlangen, Berichte aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Band 192, Meisenbach Verlag, 2008
- Ulb10 Ulbrich, S.: Mathematik IV für Elektrotechnik Mathematik III für Informatik. Vorlesungsskript des Fachbereichs Mathematik der TU Darmstadt, 2010
- Urb06 Urban, M.; Krahn, M.; van Putten, K.; Kopp, R.; Hirt, G.: Umformung von flexibel gewalzten Blechen mittels Wirkmedien – Simulation und Optimierung. In: *Wirkmedienbasierte Fertigungstechniken zur Blechumformung – Abschlussbericht zum DFG Schwerpunktprogramm*

- SPP1098, Shaker Verlag, 2006
- Voll11 Volk, W.; Heinle, I.; Grass, H.: Accurate Determination of Plastic Yield Curves and an Approximation Point for the Plastic Yield Locus with the Bukge Test. In: Hirt, G.; Tekkaya, A.E.: Proceedings of the 10th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP), Aachen, 2011
- Wan00 Wang, X.; Cao, J.: An Analytical Prediction of Flange Wrinkling in Sheet Metal Forming. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 2, No. 2, S. 100-107, 2000
- Wan04 Wan, Z.J.; Liu, J.G.; Wang, X.Y.; Hu Z.Y.; Guo, B.: Viscous pressure forming (VPF): state-of-the-art and future trends. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 151, S. 80-87, 2004
- Wat04 Watcham, K.: Airbus A380 takes creep age-forming to new heights. Materials World, Vol. 12, S. 10-11, 2004
- Wei07 Weißbach, W.: Werkstoffkunde – Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. 16. Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, GWV Fachverlage, Wiesbaden, 2007
- Wie07 Wiedemann, J.: Leichtbau – Elemente und Konstruktion, 3. Auflage. Springer Berlin Heidelberg New York, 2007
- Wu09 Wu, P.D.; Embury, J.D.; Lloyd, D.J.; Huang, Y.; Neale, K.W.: Effects of superimposed hydrostatic pressure on sheet metal formability. International Journal of Plasticity, Vol. 25, S. 1711-1725, 2009
- Wue96 Wüstefeld, F.; Kittel, S.; Kopp, R.; Linnemann, W.; Werner, G.; Dürr, W.; Köhler, W.: ¼ Tank Bulkhead Segment for the European Ariane 5. Proceedings of the 6th International Conference on Shot Peening (ICSP-6), San Francisco, CA, USA, 1996, S. 87-94, verfügbar auf www.shotpeener.com, 1996
- Yan08 Yan, A.M.: Simplified blank design methods of panel forming process. International Journal of Materials Forming 2008, Supplement 1, S. 49-52, Springer/ESAFORM, 2008
- Yan11a Yan, Y.; Wan, M.; Wang, H.: Prediction of stiffener buckling in the press bend forming of integral panel. Transactions of the Nonferrous Metals Society of China, Vol. 21, S. 2459-2465, 2011
- Yan11b Yan, Y.; Wan, M.; Wang, H.: Prediction of fracture in press bend forming of aluminum alloy high-stiffener integral panel. Computational Materials Science, Vol. 50, Issue 7, S. 2232-2244, 2011
- Yan11c Yang, X.A.; Ruan, F.: A die design method for springback compensation based on displacement adjustment. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 53, S. 399-406, 2011

- Yan12 Yan, Y.; Wang, H.; Wan, M.: FEM modelling for press bend forming of doubly curved integrally stiffened aircraft panel. Transactions of the Nonferrous Metals Society of China, Vol. 22, S. 39-47, 2012
- You02 Young, W.C.; Budynas, R.G.: Roark's formulas for Stress and Strain. 7. Auflage, McGraw-Hill, 2002
- Zha11 Zhan, L.; Lin, J.; Dean, T.A.: A review of the development of creep age forming: Experimentation, modelling and applications. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 51, Issue 1, S. 1-17, 2011

Patente

- Bre01 Brenneis, H.: Strukturbauteil, insbesondere für ein Flugzeug und Verfahren zur Herstellung eines Strukturbauteils. Europäische Patentanmeldung EP 1 127 785 A2, Anmelder EADS Airbus GmbH, 2001
- Bri88 Brimm, D.J.: Method of forming integrally stiffened structures. US-Patent, US 4725334 A, Original Assignee: Chem-Tronics Inc., 1988
- Dür28 Dürr, L.: Verfahren zum Wölben von Gefäßwänden, Kesselböden o. dgl. Mittels Preßflüssigkeit. Patentschrift Nr. 465 103, Klasse 7c, Gruppe 14, L65001 1/7c, Reichspatentamt, 1928
- Ent01 Entelmann, W.: Strukturbauteil. Offenlegungsschrift DE 10 12 906 A1, Anmelder: EADS Airbus GmbH, 2001
- Kir87 Kircheis, E.: Hydraulische Stanze für Blechwaaren. Kaiserliches Patentamt, Patentschrift No. 39159, Klasse 49 Mechanische Metallbearbeitung, Patentiert im Deutschen Reiche vom 27. August 1886 ab, 1887
- Rec83 Reccius, H.; Pönitzsch, W.; Eckold, G.-J.; Maass, H.: Method of and device for forming panels by bending, particularly for cladding the hulls of aircraft. Europäische Patentanmeldung EP 0078891 A1, Applicant Dornier GmbH, Walter Eckold GmbH & Co. KG Vorrichtungs- und Gerätebau, 1983
- Sou06 El-Soudani, S. M.: Method of making integrally stiffened axial load carrying skin panels for primary aircraft structure and fuel tank structures. US-Patent, US 7093470 B2, Original Assignee: The Boeing Company, 2006

Normen und Richtlinien

DIN 8580:2003-09

DIN 8583-3:2003-09

DIN 8584-1:2003-09

DIN 8586:2003-09

VDI-Richtlinie 3146-1

VDI-Richtlinie 3146-2

VDI-Richtlinie 3633

DIN EN 10130

DIN EN 10139

Vom Verfasser betreute studentische Arbeiten

- S-Ber11 Berges, N.: Maßnahmen zur verbesserten Prozessbeherrschung beim Tiefziehen verzweigter Bleche. Dem Fachbereich Rechts- und Wirtschaftswissenschaften der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Studienarbeit, 2011
- S-Chi14 Chi, F.: Entwicklung, Konstruktion und Inbetriebnahme einer Spannvorrichtung zum Laserschweißen gekrümmter höhenveränderlicher Versteifungsrippen auf ebene Bleche. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Bachelorthesis, 2014
- S-Gaw14 Gawrich, J.: Untersuchungen zum Laserschweißen von T-Stößen entlang gekrümmter Bahnen. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Bachelorthesis, 2014
- S-Koe14 Köhler, S.: Qualifizierung der Stegblechumformung für den industriellen Einsatz. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Masterthesis, 2014
- S-Paw11 Pawlakowitsch, J.: Entwicklung und Konstruktion eines Werkzeugs zum Tiefziehen verzweigter Bleche. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Diplomarbeit, 2011

Sonstige studentische Arbeiten

- S-Oez08 Özel, M.: Numerische Abbildung der Regelung der wirkmedienbasierten Blechumformung. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Studienarbeit, 2008

- S-Sho11 Shoaie, M.: Wirkmedienbasierte Umformung von funktionalen Polymer-Metall-Verbunden. Dem Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt eingereichte Masterthesis, 2011

Eigene Veröffentlichungen des Verfassers

- e1 Bäcker, F.; Abedini, S.; Groche, P.: Stringer Sheet Forming. Proceedings of NAMRI/SME, Vol. 40, 2012
- e2 Bäcker, F.; Ertugrul, M.; Groche, P.: A New Process Chain for Forming Individually Curved Sheet Stringers. International Journal of Material Forming, Vol. 3, Supplement 1, Seite 837-840, Springer Paris, 2010
- e3 Groche, P.; Bäcker, F.; Ertugrul, M.: Möglichkeiten und Grenzen der Stegblechumformung. wt Werkstattstechnik online, Jahrgang 100, Heft 10/10, Springer VDI, S. 760-765, 2010
- e4 Groche, P.; Bäcker, F.: Springback in Stringer Sheet Stretch Forming. Annals of the CIRP, 62/2. S. 275-278, 2013

11.1 Erläuterungen zu Form 3

The technical drawing illustrates a mechanical component through three distinct views:

- Isometric View (Top Left):** Shows the 3D form of the part, which is a rectangular plate with a complex, irregular cutout. A 3D coordinate system is established with the y -axis pointing vertically upwards, the x -axis pointing towards the right, and the z -axis pointing out of the page.
- Top View (Bottom Left):** A 2D projection of the part from above. The overall dimensions are 320 (width) and 260 (height). The cutout features a central rectangular area with two circular holes, each with a diameter of 130 . The distance between the centers of these holes is 154 . A 2D coordinate system is shown with the x -axis pointing right and the z -axis pointing down.
- Side View and Section A-A (Right):** This section shows the profile of the part and a detailed cross-section labeled **A-A**. The overall width is 225 and the height is 80 . The profile includes several radii: $R 40$ at the top corners, $R 50$ at the bottom corners, and $R 70$ at the inner corners. The cutout has a depth of 13 . The section **A-A** reveals a thickness of 20 and shows internal fillets with radii $R 10$ and $R 60$. Key angular dimensions include 150° , 75° , and 165° . A horizontal dimension of $80,6$ is indicated for the section.

159

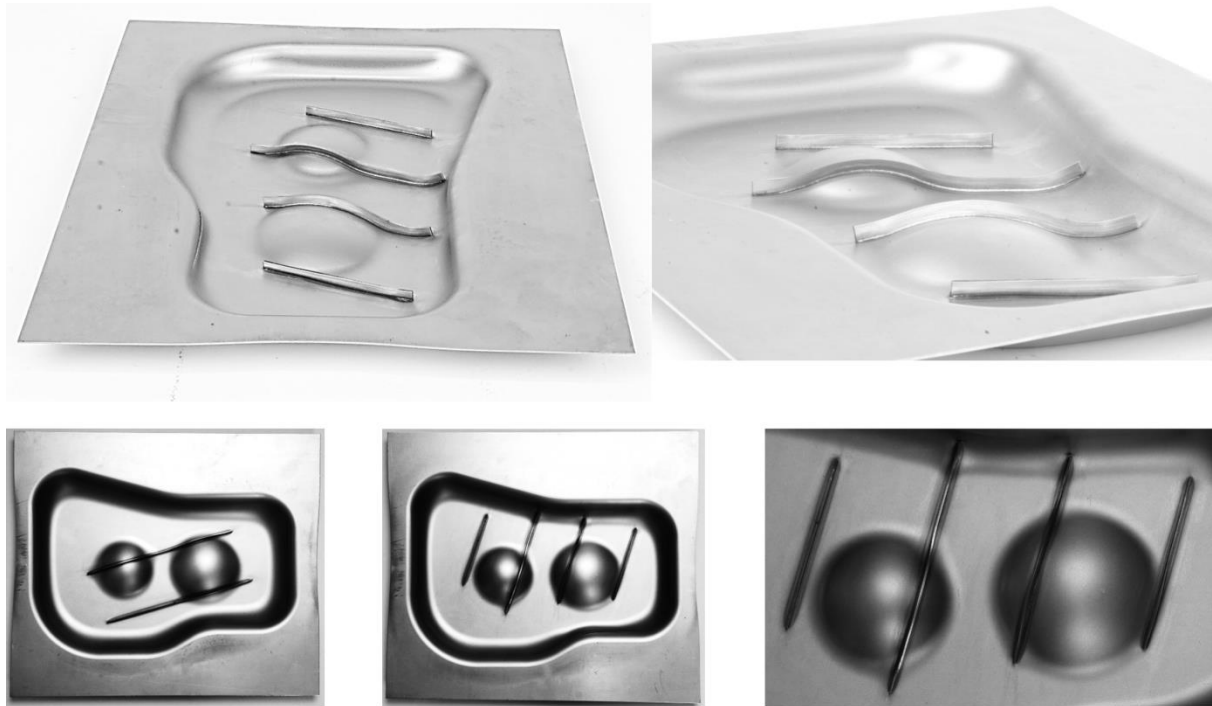


Abb. 11-2: Mit Form 3 hergestellte mehrfach-verrippte Versuchsbauteile.

11.2 Flächenträgheitsmoment des abgerundeten Hutprofils

Das abgerundete Hutprofil wird zunächst wie in Abbildung 11-3 dargestellt zerlegt. Die entstehenden Teilflächen können ohne Einfluss auf das Flächenträgheitsmoment parallel zur Biegeachse verschoben werden. Die runden Eckbereiche lassen sich so zu zwei Halbkreisringen kombinieren.

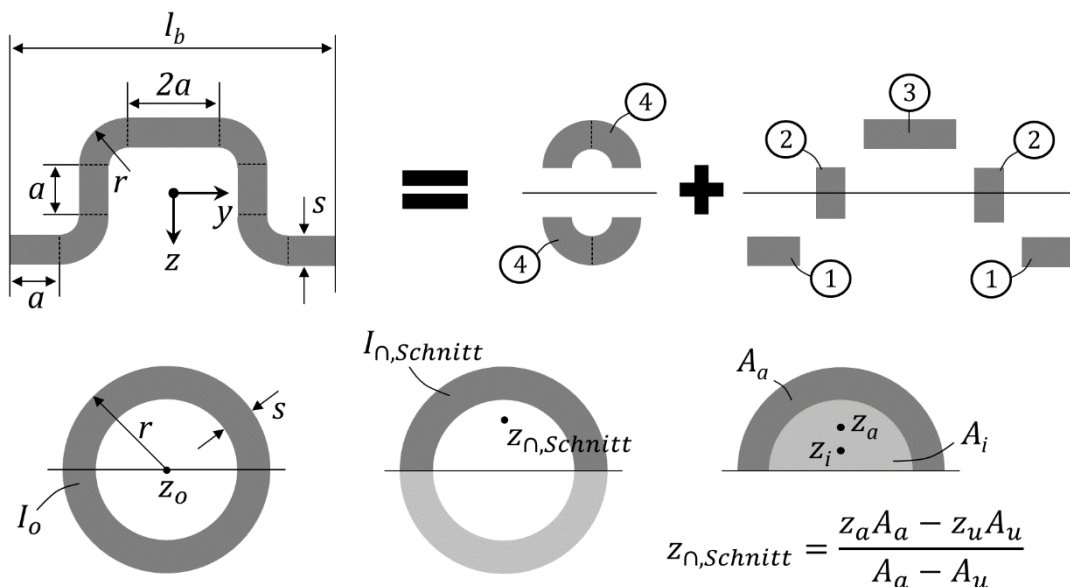


Abb. 11-3: Zerlegung des abgerundeten Hutprofils in Teilflächen.

Mit dem Satz von Steiner [Gro05] kann das Flächenträgheitsmoment des abgerundeten Hutprofils aus den Teilflächen A_i selbst, den

Flächenträgheitsmomenten der Teilflächen um ihre Schwerachsen I_i und den Abständen der Schwerachsen von der Biegeachse z_i berechnet werden. Für die rechteckigen Teilflächen gilt

$$A_1 = as \quad I_1 = \frac{as^3}{12} \quad z_1 = \frac{a}{2} + r - \frac{s}{2} \quad (11-1a)$$

$$A_2 = as \quad I_2 = \frac{sa^3}{12} \quad z_2 = 0 \quad (11-1b)$$

$$A_3 = 2as \quad I_3 = \frac{2as^3}{12} \quad z_3 = \frac{a}{2} + r - \frac{s}{2} \quad (11-1c)$$

Das Flächenträgheitsmoment der Halbkreisringe durch ihre Schwerachse kann aus dem Flächenträgheitsmoment des vollen Kreisrings abgeleitet werden. Für diesen gilt nach Gros et al. [Gro05]

$$I_o = \frac{\pi}{4}(r^4 - (r-s)^4). \quad (11-2)$$

Bei einem Schnitt des vollen Kreisrings durch seinen Mittelpunkt muss für die Flächenträgheitsmomente der entstehenden Halbkreisringe in Bezug auf die Schnittachse gelten:

$$I_o = 2 I_{\cap, \text{Schnitt}} \quad (11-3)$$

Mit dem Satz von Steiner ergibt dies das Flächenträgheitsmoment des Halbkreisrings bezüglich seiner Schwerachse

$$I_4 = I_{\cap, \text{Schnitt}} - z_{\cap, \text{Schnitt}}^2 A_4 \quad (11-4)$$

mit
$$A_4 = \frac{\pi}{2}s(2r-s) \quad (11-5)$$

und
$$z_{\cap, \text{Schnitt}} = \frac{2}{3} \frac{r^3 - (r-s)^3}{A_4}. \quad (11-6)$$

Mit dem Abstand der Schwerpunkte der Halbkreisringe zur Biegeachse

$$z_4 = z_{\cap, \text{Schnitt}} + \frac{a}{2} \quad (11-7)$$

ergibt sich das Flächenträgheitsmoment des abgerundeten Hutprofils zu

$$I_{abgr.Hut} = 2(I_1 + z_1^2 A_1) + 2I_2 + I_3 + z_3^2 A_3 + 2(I_4 + z_4^2 A_4). \quad (11-8)$$

Mittels der Gleichungen (4-4), (4-5a) und (4-5b) lassen sich hieraus das Widerstandsmoment sowie das bezogene Flächenträgheits- und das bezogene Widerstandsmoment berechnen. Eine entsprechende Wahl der Profilparameter führt auf das Flächenträgheits- und das Widerstandsmoment des Hutprofils ($r = 0$) und des Sickenprofils ($a = 0$). Weiter gilt für die

Beziehungen zur Wandstärke s und zur Wellenlänge l_b

$$\text{(abgr. Hut)} \quad l_b = 4a + 4r - 2s, \quad (11-9a)$$

$$\text{(Hut)} \quad l_b = 4a - 2s, \quad (11-9b)$$

$$\text{(Sicke)} \quad l_b = 4r - 2s. \quad (11-9c)$$

Einsetzen der Gleichungen (11-9a-c) in Gleichung (11-8) liefert die in Abbildung 4-4 dargestellten Kurven.

11.3 Ergänzungen zur numerischen Simulation

Angaben zu den verwendeten Materialmodellen

Für die Modellierung des Materialverhaltens jenseits der Elastizitätsgrenze wurden für die untersuchten Werkstoffe Fließkurven in Form von Wertetabellen hinterlegt (Tabelle 11-1). Abaqus interpoliert zwischen diesen Datenpunkten linear. Für den Tiefziehstahl (DC04) und die Aluminiumlegierung wurden Werte am PtU experimentell ermittelt und anschließend mit Best-Fit-Verfahren extrapoliert (grau hinterlegt). Die Werte für den fiktiven Dualphasenstahl (DP 800) wurden mit einem Exponentialansatz auf Basis frei zugänglicher Angaben verschiedener Hersteller erzeugt. Sie entsprechen daher keinem real getesteten Material, spiegeln aber den grundlegenden Charakter eines hochfesten Stahlwerkstoffes wieder.

Anisotropiewerte nach Lankford für den Tiefziehstahl (DC04) lieferten Zugversuche mit Flachzugproben nach DIN ISO 50125. Hierzu wurden Proben in einer Orientierung von 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung entnommen und im Zugversuch um 20 % gedehnt. Durch eine optische Dehnungsmessung (GOM Aramis) wurden die Querdehnung und die Ausdünnung bestimmt und hieraus die Lankfordwerte (r-Werte) berechnet. Für das in Abaqus vorimplementierte anisotrope Materialmodell nach Hill [Hil48] werden diese Werte mit den nachstehenden Gleichungen umgerechnet und in dieser Form dem Materialmodell hinzugefügt (Abaqueseinstellung „plastic“ Suboption „potential“).

$$R_{11} = R_{13} = R_{23} = 1 \quad (11-10a)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{r_{0^\circ}(r_{90^\circ} + 1)}} \quad (11-10b)$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{r_{0^\circ} + r_{90^\circ}}} \quad (11-10c)$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{(2r_{45^\circ} + 1)(r_{0^\circ} + r_{90^\circ})}}. \quad (11-10d)$$

Die 1-Richtung des Modells wurde dabei mit der Orientierung von 0° zur Walzrichtung, die 2-Richtung mit der Orientierung von 90° zur Walzrichtung und die 3-Richtung mit der Blechdickenrichtung gleichgesetzt.

Tab. 11-1: Fließkurven der modellierten Werkstoffe.

DC04		DP800		AA 5182	
φ	k_f [MPa]	φ	k_f [MPa]	φ	k_f [MPa]
0	182.673552	0	482	0	116.255015
0.00670763	197.177415	0.01	620.438416	0.01571922	154.252902
0.01930032	224.406532	0.015	652.7497	0.03001175	188.802059
0.06363611	282.493904	0.02	677.848741	0.04530867	218.462017
0.09966821	312.062845	0.025	698.51974	0.06072058	239.052025
0.12599027	328.317616	0.03	716.173444	0.0802997	265.386188
0.17502171	351.841218	0.035	731.62885	0.12509595	309.556317
0.22427784	370.045426	0.04	745.405919	0.15005652	324.532205
0.25078005	378.123132	0.045	757.85646	0.17503955	337.65472
0.3	393.273022	0.05	769.230166	0.2	351.770884
0.4	417.272092	0.075	815.08122	0.3	380.271896
0.5	436.891245	0.1	849.627194	0.4	401.883408
0.6	453.604077	0.2	939.89512	0.5	419.488885
0.7	468.23239	0.3	997.482702	0.6	434.444613
0.8	481.284785	0.4	1040.58657	0.7	447.504736
0.9	493.099497	0.5	1075.35026	0.8	459.134855
1	503.913665	0.6	1104.64166	0.9	469.643977
		0.7	1130.04491	1	479.24837
		0.8	1152.53233		
		0.9	1172.74593		
		1	1191.13293		

Netzkonvergenzanalyse des Modells zur Optimierung der Steuerkurven

Für die Optimierung der Steuerkurven durch Bratzke [Bra15] wurde das Werkstück mit Hexaederelementen linearer Ansatzfunktion diskretisiert. Zur Bestimmung der erforderlichen Feinheit der Diskretisierung wurde die durch die Umformung hervorgerufene Beulform der Rippe in Abhängigkeit der Vernetzung betrachtet. Abbildung 11-4 zeigt den Verlauf der freien Rippenkante als Plot sowie ein Balkendiagramm der maximalen Auslenkung („Amplitude“) der freien Rippekante in Bezug auf die ursprüngliche Rippenebene. In Längs- und Höhenrichtung wurde die Elementkantenlänge variiert, in der Breitenrichtung (Rippendicke) die Elementanzahl. Alle Längenangaben sind in mm. Ab einer Elementkantenlänge von einem Millimeter in Längs- und Höhenrichtung hatte eine weitere Verfeinerung des Netzes keine Auswirkungen auf das Ergebnis mehr. Das in Kapitel 5 beschriebene Locking war auch durch das Verdoppeln der Elementzahl in Dickenrichtung nicht zu verhindern. Grundsätzlich wurde das Beulen jedoch abgebildet (mit verringerter Amplitude), sodass die Volumenmodelle zur Optimierung eingesetzt werden konnten.

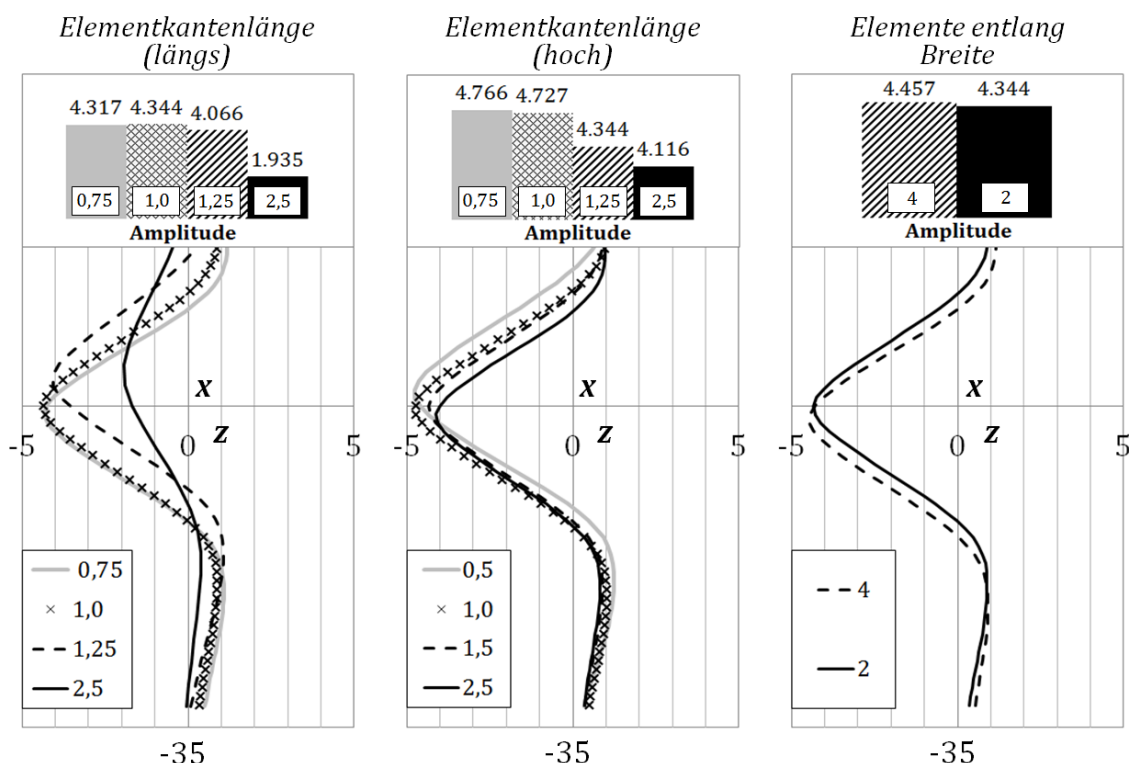


Abb. 11-4: Netzkonvergenzanalyse anhand der Beulform der freien Rippenkante nach der Umformung mit Form 1 (Rippenhöhe 15 mm, Material DC04), Längenangaben in mm.

Einfluss der Massenskalierung bei Verwendung des dynamisch impliziten Solvers

Abbildung 11-5 zeigt die Beulform der freien Rippenkante nach Verwendung verschiedener Massenskalierungsfaktoren während einer Umformsimulation mit Form 1, dem dynamisch impliziten Solver und Volumenelementen (Koordinaten in mm). Die erreichten Beulformen mit den Massenskalierungsfaktoren 1, 10 und 100 sind nahezu identisch. Ab einem Massenskalierungsfaktor von 1000 kommt es im vorliegenden Fall jedoch zu Abweichungen der Welligkeit und Beulamplitude. Die künstliche erhöhte Massenträgheit der Rippen wirkt deren Beschleunigung sowohl beim beginnenden Beulvorgang als auch zum Prozessende entgegen. Je nach Rippenhöhe können Welligkeit und Amplitude der Beule hierdurch gedämpft oder durch Überspringen verstärkt werden. Insbesondere während der Optimierung der Steuerkurven durch Bratzke nutzte der Optimierungsalgorithmus dies bei Verwendung des expliziten Solvers mit einer Massenskalierung um den Faktor 1000 aus, indem er den Prozess bis zum Auftreten unrealistischer Trägheitseffekte beschleunigte. Die in [Bra15] und in der vorliegenden Arbeit dargestellten Ergebnisse wurden daher mit dem dynamisch impliziten Solver und einer Massenskalierung um den Faktor 100 erzielt, der kleinere Schwingungen der Knoten unter Kontakt dämpfte (s. Kap. 5).

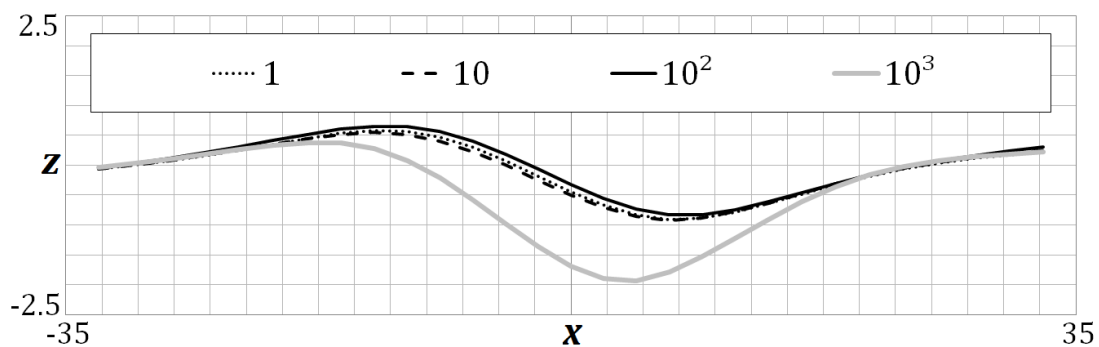


Abb. 11-5: Beulform der freien Rippenkante nach der Umformsimulation mit Form 1, Volumenelementen und unterschiedlichen Massenskalierungsfaktoren (Rippenhöhe 15 mm, Material DC04).

Angaben zur Modellierung des HTV

In der Simulation des HTV mit den Submodellen hatte ab einer minimalen Elementkantenlänge im Bereich der Rippenenden von 0,167 mm eine weitere Netzverfeinerung keine Auswirkungen auf die ermittelten Dehnungen am Rippenende mehr. Abbildung 11-6 zeigt dies am Beispiel des Umformgrades in Dickenrichtung („PE22“) im Modell mit dem Rippenende R5 (Material DC04).

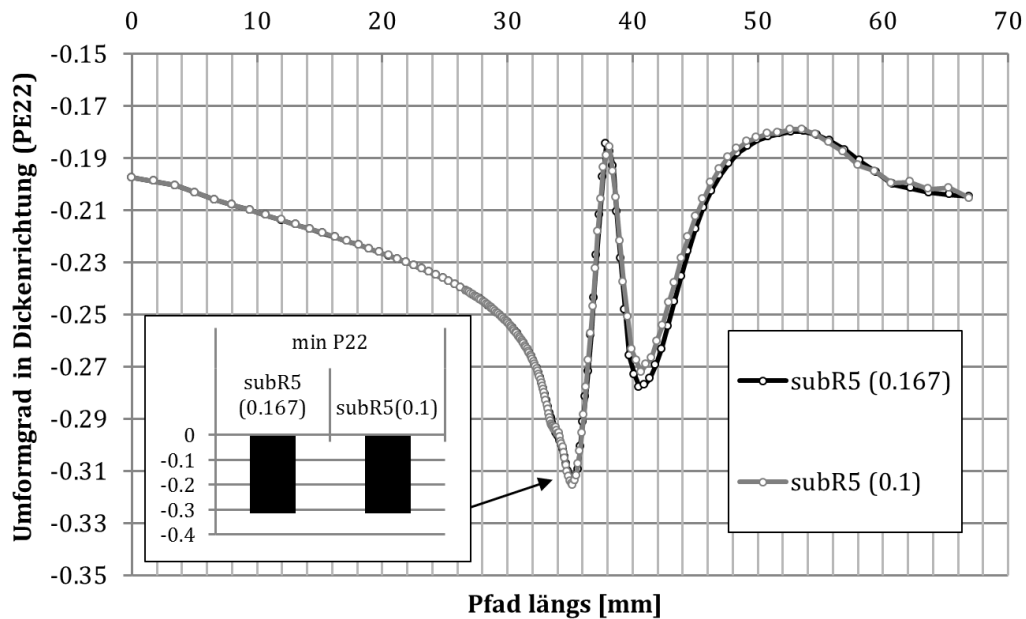


Abb. 11-6: Umformgrad in Dickenrichtung entlang des Längspfades im Modell des HTV bei unterschiedlichen Elementkantenlängen (0,1 mm und 0,167 mm).

Abbildung 11-7 zeigt den Verlauf des Vergleichsumformgrades entlang des Längspfades unterhalb der Rippe für das globale Modell und verschiedene Submodelle. Die Werte nähern sich auch bei unterschiedlichen Rippenenden im Submodell deutlich vor dem Rand des Ausschnitts aneinander an und gleichen denen des globalen Modells. Die im Submodell vorgenommenen Änderungen haben somit bezüglich der untersuchten Ergebnisgrößen keine Auswirkungen über den Rand des Ausschnitts hinaus.

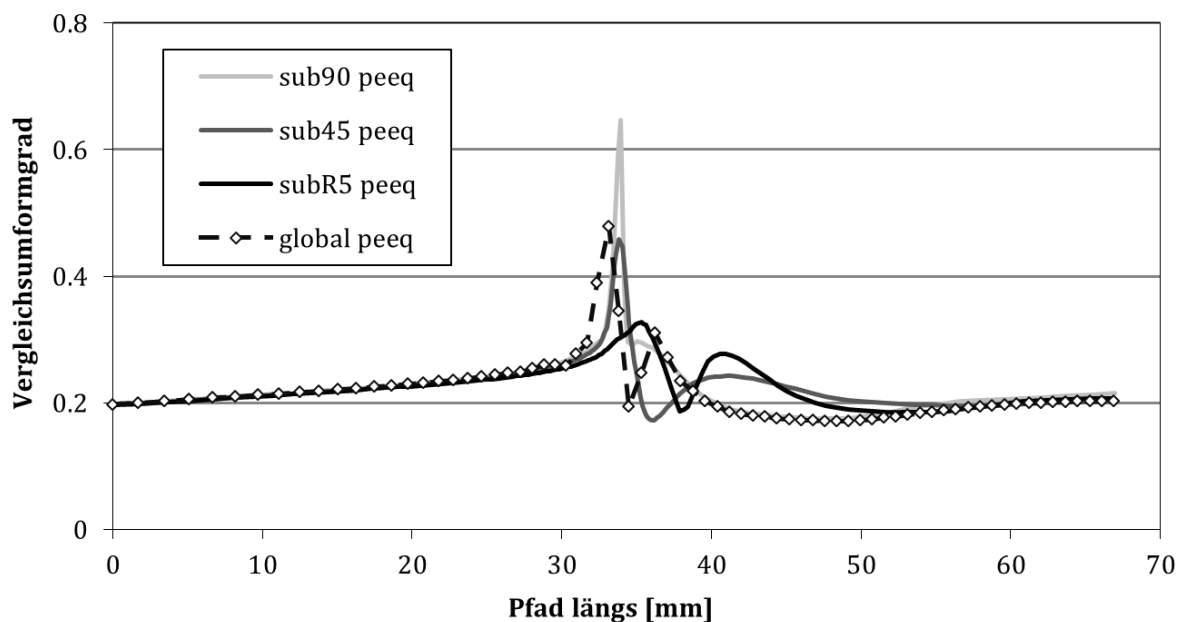


Abb. 11-7: Vergleichsumformgrad („pee“q“) entlang des Längsschnittes im globalen Modell und in verschiedenen Submodellen des HTV.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Frederic Bäcker
Jahrgang: 1982
Geburtsort: Mainz



Schulbildung

1989-1993 Heiligkreuz-Grundschule, Weiler b. Bingen am Rhein
1993-2002 Stefan-George-Gymnasium Bingen am Rhein, Abschluss: Abitur
08/1999-11/1999 Island Oak High School, Duncan, Vancouver Island Canada

Wehrdienst

07/2002-03/2003 282. Fernmeldebataillon, Kastellaun

Studium

10/2003-10/2009 Studium des Allgemeinen Maschinenbaus an der Technischen Universität Darmstadt, Abschluss: Diplom

Berufstätigkeit

11/2009-10/2014 Wissenschaftlicher Mitarbeiter des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) der TU Darmstadt
11/2010-05/2014 Leiter der Abteilung Verfahrensentwicklung am PtU
05/2014-10/2014 Leiter der Abteilung Walz- und Spaltprofilieren am PtU
Seit 03/2015 Fertigungsingenieur der Vacuumschmelze GmbH & Co. KG, Hanau